

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DO FRESAMENTO EXTERNO EXCÊNTRICO DE
VIRABREQUINS

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

ANGELO MARCOS GIL BOEIRA

FLORIANÓPOLIS, DEZEMBRO DE 2002

MODELAGEM E SIMULAÇÃO DO FRESAMENTO EXCÊNTRICO DE
VIRABREQUINS

ANGELO MARCOS GIL BOEIRA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA, ÁREA DE CONCENTRAÇÃO
FABRICAÇÃO E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-
GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng. Mec.
Orientador

Prof. Joel Martins Crichigno Filho, Dr.-Ing.
Co-orientador

Prof. José Antônio Bellini da Cunha Neto, Dr.
Coordenador do Curso

BANCA EXAMINADORA

Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr.-Ing.

Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng. Mec.

Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, Ph. D.

"Os engenheiros usam a ciência para resolver seus problemas se esta estiver disponível; porém com a ciência disponível ou não, o problema deve ser resolvido, e qualquer forma que a solução tome sob estas condições chama-se engenharia"
(Joseph E. Shigley)

Aos meus pais Elvio e Vanda;
À minha esposa Andréa;
Aos meus irmãos Luis, Vander, Eliton e Gabriel, e
Às minhas afilhadas Kamila e Jéssica Vitória.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador e amigo, Professor Rolf Bertrand Schroeter, pela orientação e incentivo na realização deste trabalho e pela amizade construída neste período de LMPano, além do companheirismo, principalmente nas viagens de trabalho à Curitiba.

Ao meu co-orientador e amigo, Professor Joel Martins Crichigno Filho, pela amizade, orientação e ensinamentos, principalmente no início do trabalho.

Ao mestre e amigo, Professor Walter Lindolfo Weingaertner, coordenador do LMP pela oportunidade de fazer parte deste grupo desde 1997.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudos.

À RENAULT DO BRASIL S.A. pelo apoio na realização deste trabalho.

À TUPY S.A. pelo fornecimento de corpos de prova para realização de ensaios práticos.

Aos colegas e amigos de mestrado Fábio Pinto, Fábio Xavier, Fábio Busato, Ana Carolina, Cristian (pedal), Daniel (cabeça), Rafael (Kratcho), Marco Bortolo, Oliver pelo companheirismo, apoio e sugestões.

Aos colegas e amigos LMPanos, Ana Paula Tanaka, André Souza, Arthur, Eliene, Eduardo (Wblinho), Luciano Sena, Sérgio Mochisuki, Jonas, Stefan, Helton, João Monteiro, Ricardo Peres, Vitor, Pierre Escande, Cleyzer, Pedro, Milton Pereira (1000tinho), Rodrigo Zeilmann, Claudia Heusi, Milton Polli, Loreno Buss, Gilberto, Hugo, Tiago, Sherline, Charles Galotti, David, Walter Carlos (Waltinho), Rodrigo Stoeterau (Guigo), Jefferson (Jeff), Cristiano Schramm, Henrique (Animal) e todos os demais que eu tenha esquecido e que colaboraram com este trabalho.

Aos amigos técnicos e pessoal de apoio LMPanos Hélio José, Paulo Magalhães, Ana Cristina, Maria Guilhermina, Marco Paulo, Sunada, Cristian e Rodrigo Mendonça pelo apoio prestado.

Aos amigos Leandro Aguiar Liberatori e Janete, Dauri Grellmann e Viviane Pereira, Sandro Veríssimo, Markus Müller e Adriana.

A todos que de uma forma ou de outra me ajudaram, o meu sincero agradecimento.

RESUMO

O virabrequim é um dos componentes de grande importância num motor automotivo, cuja função é a transformação do movimento linear alternado dos pistões em movimento rotativo. Este componente apresenta geometria complexa, tornando necessário, para a sua fabricação, o emprego de vários processos, desde furação até a aplicação de processos especiais como torno-brochamento (*Drehräumen*) e fresamento periférico externo circunferencial excêntrico de mergulho (*Aussenfräsen*). O fresamento externo, aplicado na usinagem dos munhões do virabrequim, torna-se uma operação complexa por se tratar de uma usinagem fora de centro, onde o centro de giro do virabrequim não coincide com o centro de giro de usinagem, que neste caso é o centro do munhão. Para o estudo experimental do processo e a otimização dos resultados de trabalho seria necessária a execução de um grande número de ensaios, impossibilitando técnica e financeiramente o trabalho. Uma possibilidade para a otimização desse processo pode ser alcançada empregando o método da simulação em computador. A técnica de simulação é um método amplamente empregado nas áreas de pesquisa científica, tecnológica e industrial, para representar um fenômeno real devido às vantagens que podem oferecer em termos de redução de custos e tempo para conclusão de um projeto. Simular um processo de usinagem consiste em representá-lo, com o auxílio de um modelo matemático próximo do real, e analisá-lo com auxílio de uma ferramenta matemática computacional. A partir da simulação da cinemática do processo, com a determinação da trajetória entre dois gumes sucessivos e da espessura de usinagem, pode-se estimar os esforços que ocorrem durante o processo de corte utilizando modelos de força relacionadas ao processo de formação do cavaco. O conhecimento das componentes das forças de usinagem permite um maior domínio do processo e uma conseqüente otimização do mesmo. O presente trabalho tem por objetivo modelar e simular a seção do cavaco teórico no processo de fresamento externo e estudar a influência da variação da espessura de usinagem na força de usinagem e no mecanismo de desgaste da ferramenta. Esta análise tem enfoque na cinemática do processo, de forma a obter o comprimento de contato da

ferramenta durante o corte, a espessura de usinagem e a maior espessura de usinagem para o fresamento externo concordante e discordante, e posterior análise das forças através da aplicação do modelo clássico de força proposto por Kienzle.

ABSTRACT

The crankshaft is one of the most important components in an automotive engine whose function is converting linear alternated movement of the pistons into circular movement. This component have a complex geometry, which makes necessary, for its manufacturing, the usage of several processes, such as drilling and special processes, like turn-broaching (*Drehäumen*) and external-milling (*Aussenfräsen*). The eccentric external-milling of the crankshaft's crank-pins is a complex operation because it is concerned about out-of-center machining, where the rotation center of the crankshaft does not coincide with the rotation center of the machining, in case, the crank-pin center. The simulation of a machining process consists of representing and analyzing it numerically with a mathematical model that corresponds to the real process. Modeling and simulation are strong trends in scientific, technological and industrial areas due to the advantages that it offers in terms of costs and time reduction for a project conclusion. Starting with the kinematic process simulation, with the trajectory determination between two successive edges and the cutting thickens, it is possible to estimate the forces along the chip formation process. The knowledge of the involved cutting forces enables a greater domain and consequent optimization over the process. This work aims at analyzing the influence of the chip thickness over the cutting force and over the wear mechanism in the tool. This analysis has origin in the modeling and simulation of the milling process, taking special attention to the process cinematic, the way to get the contact length of the tool during cutting, chip thickness and maximum chip thickness for the external down and up milling, and further analysis of the dynamic behavior by the application of the classical forces model proposed by Kienzle.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	21
2	ESTADO DA ARTE	24
2.1	O Virabrequim	24
2.1.1	Definição de Virabrequim	24
2.1.2	Características Construtivas	24
2.1.3	Cadeia de Processo da Fabricação do Virabrequim	25
2.2	Fundamentos da Usinagem com Ferramentas de Geometria Definida	27
2.2.1	Processo de Corte.....	27
2.2.2	Desgaste da Ferramenta no Fresamento	28
2.3	O Processo de Fresamento	31
2.3.1	Fresamento Frontal	35
2.3.2	Fresamento Periférico.....	35
2.4	Processos Especiais Empregados na Usinagem de Virabrequim.....	37
2.4.1	Torno-brochamento (<i>Drehräumen, Turn Broaching</i>)	37
2.4.2	Fresamento Externo (<i>Aussenfräsen, External Milling</i>)	40
2.4.3	Fatores de Influência no Fresamento Externo	41
2.4.4	Máquinas de Fresamento de Virabrequins.....	47
2.5	O Ferro Fundido como Material de Virabrequins	49
2.5.1	Ferro Fundido Nodular ou Dúctil.....	50

2.5.2 Usinabilidade do Ferro Fundido Nodular	53
2.6 Forças na Usinagem	56
2.6.1 Fundamentos	56
3 MODELAGEM E SIMULAÇÃO.....	61
3.1 Definição de Simulação	61
3.1.1 Importância da Simulação.....	61
3.1.2 Tipos de Modelos	63
3.1.3 Passos da Simulação.....	64
3.1.4 A simulação na usinagem.....	66
4 SIMULAÇÃO DA CINEMÁTICA DO PROCESSO DE FRESAMENTO EXTERNO DE VIRABREQUINS.....	68
4.1 Modelagem da Cinemática do Processo de Fresamento Externo	68
4.1.1 Trajetória de um Gume em Relação ao Centro do Virabrequim	71
4.1.2 Trajetória de um Gume em Relação ao Centro do Munhão.....	74
4.1.3 Determinação da Variação da Espessura de Usinagem	78
4.2 Algoritmo do Modelo Cinemático	85
4.3 Simulação do Modelo Cinemático	88
5 SIMULAÇÃO DAS COMPONENTES DA FORÇA DE USINAGEM NO PROCESSO DE FRESAMENTO EXTERNO DE VIRABREQUINS.....	97
5.1 Planejamento Experimental de Ensaios de Força.....	97
5.1.1 Máquinas e Equipamentos Utilizados.....	97

5.1.2 Ferramenta de Corte e Porta-ferramenta	98
5.1.3 Material Ensaiado	98
5.1.4 Procedimento Experimental	98
5.1.5 Tratamento dos Dados	100
5.2 Correção da Força Específica de Corte para o Modelo de Kienzle	101
5.2.1 Fatores de Correção Segundo Lieber [54]	101
5.2.2 Fatores de Correção Segundo Reichard [26]	104
5.2.3 Fatores de Correção Tabelados (Tabellenbuch [55])	106
5.3 Algoritmo do Modelo de Força	107
5.4 Simulação do Modelo de Força	108
6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS	116
6.1 Conclusões	116
6.2 Sugestões para Novos Trabalhos	117
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	119
ANEXOS	127

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Componentes que transformam o movimento de translação do pistão em movimento de rotação do virabrequim [2]	24
Figura 2.2 – Partes principais constituintes do virabrequim [2]	25
Figura 2.3 – Formação do cavaco (representação esquemática) [4]	27
Figura 2.4 – Fenômenos que influenciam o resultado de trabalho	28
Figura 2.5 – Mecanismos básicos de desgaste: a – Abrasão, b – Adesão, c – Difusão, d – Oxidação, e – Fadiga térmica ou mecânica [7]	29
Figura 2.6 – Distribuição de calor e temperatura na peça, cavaco e ferramenta, no torneamento de aço [4]	30
Figura 2.7 – Distribuição das tensões de compressão e cisalhamento [10]	31
Figura 2.8 – Exemplo da remoção de material no processo de fresamento [7]	32
Figura 2.9 – Fresamento de frontal e periférico [4]	33
Figura 2.10 – Fresamento frontal: a – Discordante, b – Concordante e c – Simultâneo [11]	33
Figura 2.11 – Fresamento periférico concordante e discordante [4]	36
Figura 2.12 – Variantes do processo de torno-brochamento: a – ferramenta linear, b – ferramenta em espiral e c – ferramenta circular [4, 15, 16, 18]	38
Figura 2.13 – Configuração de uma ferramenta de torno-torno-brochamento [20]	40
Figura 2.14 – Fresamento externo excêntrico de virabrequim [22]	41

Figura 2.15 – Forma do virabrequim bruto (hachurado) e geometria final do munhão após o processo de fresamento	42
Figura 2.16 – Modificações para um gume quadrado: a – gume reforçado; b – redução da força de corte e c – com quebra cavaco [23]	43
Figura 2.17 – Reforço do gume e controle do cavaco com variação do perfil da cunha pela suavização ao longo do gume [23]	44
Figura 2.18 – Efeito do raio de gume sobre a superfície final da peça	46
Figura 2.19 – Exemplo da variação do ângulo de saída efetivo para o fresamento externo.....	47
Figura 2.20 – Influência do ângulo de saída e do ângulo de inclinação nas componentes das forças de usinagem [4]	48
Figura 2.21 – Configuração de uma máquina de fresamento externo de munhão de virabrequim [11]	49
Figura 2.22 – Microestruturas dos diversos tipos de ferros fundidos nodulares [28]	51
Figura 2.23 – Componentes da força de usinagem [4]	57
Figura 2.24 – Parâmetros utilizados na determinação da força de corte [4]	58
Figura 2.25 – Gráfico para determinação de $k_{c1,1}$ e $(1-m_c)$	59
Figura 3.1 – Representação esquemática de um modelo de sistema [37]	62
Figura 3.2 – Sistematização do processo de simulação [38]	65
Figura 4.1 – Representação esquemática da cinemática do processo de fresamento externo discordante de munhão	69
Figura 4.2 – Representação esquemática do processo de fresamento discordante de munhões de virabrequim	71

Figura 4.3 – Representação esquemática do processo de fresamento concordante de munhões de virabrequim.....	72
Figura 4.4 – Esquema do modelo empregado para descrição da trajetória no corte concordante	73
Figura 4.5 – Representação esquemática para determinação da trajetória de um gume em relação ao centro do virabrequim	74
Figura 4.6 – Trajetória descrita por um gume em relação ao centro do virabrequim para o fresamento concordante e discordante	75
Figura 4.7 – Representação esquemática para determinação da trajetória em relação ao centro do munhão para o fresamento concordante	75
Figura 4.8 – Trajetória da ferramenta no corte discordante em relação ao centro do munhão	77
Figura 4.9 – Trajetória da ferramenta no corte concordante em relação ao centro do munhão	77
Figura 4.10 – Modelo cinemático e variáveis utilizadas na modelagem do processo de fresamento externo de munhões.....	79
Figura 4.11 – Variação da espessura de usinagem para o estado inicial.....	82
Figura 4.12 – Forma do cavaco formado na passagem de gumes subseqüentes ..	83
Figura 4.13 – Variação da espessura de usinagem para a região 1	84
Figura 4.14 – Variação da espessura de usinagem para a região 2	85
Figura 4.15 – Algoritmo para simulação da cinemática do processo de fresamento externo de munhões de virabrequim	87
Figura 4.16 – Espessura de usinagem em função do comprimento de contato para o fresamento concordante ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)	89

Figura 4.17 – Variação da maior espessura de usinagem em função da variação da rotação do virabrequim e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus)	91
Figura 4.18 – Variação da espessura de usinagem acima de $h_{cu,min}$ em função da variação da rotação do virabrequim e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus)	92
Figura 4.19 – Variação da maior espessura de usinagem em função da variação do sobremetal e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus).....	94
Figura 4.20 – Variação da espessura de usinagem acima de $h_{cu,min}$ em função da variação do sobremetal e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus)	94
Figura 4.21 – Espessura de usinagem em função do comprimento de contato para o fresamento discordante ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)	95
Figura 5.1 – Esquema de medição de forças no torneamento [52]	99
Figura 5.2 – Comportamento das componentes de força no torneamento do ferro fundido nodular perlítico GGG70 ($v_c = 130$ m/min; $f = 0,16$ mm; $a_p = 2$ mm) .	101
Figura 5.3 – Influência da largura de usinagem b sobre a força específica de corte k_c	104
Figura 5.4 – Influência da espessura de usinagem h sobre a força específica de corte k_c	104
Figura 5.5 – Influência da velocidade de corte v_c sobre força específica de corte, na faixa de 60 a 250 m/min.....	105
Figura 5.6 – Algoritmo para simulação dos esforços no fresamento de munhões de virabrequim	107
Figura 5.7 – Resultados obtidos para a simulação da força específica de corte (k_c) em função da variação da espessura de usinagem (h) para a condição de referência ($n_f = 100$ rpm; $n_v = 10$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm; $a_e = 2,2$ mm)	110

Figura 5.8 – Resultados obtidos para a simulação da força de corte (F_c) em função do comprimento de contato (l_c) para a condição de referência ($n_f = 100$ rpm; $n_v = 10$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm; $a_e = 2,2$ mm)	111
Figura 5.9 – Resultados obtidos para a simulação, no fresamento concordante, da força de corte corrigida por Reichard [26] para as condições de referência, máximo e mínimo ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)	112
Figura 5.10 – Variação da maior força de corte em função da rotação do virabrequim e do ângulo de montagem dos insertos (ψ em graus)	113
Figura 5.11 – Variação da maior força de corte em função do sobremetal e do ângulo de montagem dos insertos (ψ em graus)	114
Figura 5.12 – Resultados obtidos para a simulação da força de corte corrigida por Reichard para as condições de referência, máximo e mínimo, no fresamento discordante ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)	115

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Composição química geralmente utilizada para ferros fundidos nodulares [28]	52
Tabela 2.2 – Propriedades dos ferros fundidos nodulares, conforme DIN [27]	54
Tabela 2.3 – Recomendações de parâmetros de corte para o ferro fundido nodular em operações de fresamento [29]	56
Tabela 3.1 – Tipo de modelo [39]	63
Tabela 3.2 – Classificação dos modelos em operações de usinagem [39]	64
Tabela 4.1 - Variáveis de entrada do modelo cinemático	80
Tabela 4.2 - Variáveis de saída do modelo cinemático.....	81
Tabela 4.3 – Parâmetros utilizados para a simulação computacional do fresamento externo de munhões de virabrequim	88
Tabela 5.1 – Valores de avanço adotados nos ensaios de torneamento	99
Tabela 5.2 – Tempo e frequência de aquisição adotados nos ensaios de torneamento.....	100
Tabela 5.3 – Fator de correção para o recalque do material [54]	103
Tabela 5.4 – Parâmetros de entrada para o modelo de força	109

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Abreviaturas

<i>apud</i>	Citado por, conforme ou segundo
<i>et al.</i>	Mais de três autores

Siglas

LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
GGG	Gußeisen mit Kugelgraphit
DIN	Deutsche Industrie-Norm
USPTO	United States Patent and Trademark Office
PVD	Physical Vapour Deposition
CVD	Chemical Vapour Deposition
ADI	Austempered Ductile Iron
AWF	Ausschuß für Wirtschaftliche Fertigung
ASME	American Society of Mechanical Engineers
CNC	Computer Numerical Control
ISSO	International Standart Organization
HSS	High Speed Steel

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas

A	[mm ²]	Área da seção de usinagem
C		Fator de correção para o material
C ₁		Fator de correção para a velocidade de corte
C ₂		Fator de correção para o tipo de processo de corte
D	[mm]	Diâmetro da fresa
F	[N]	Força de usinagem
F		Centro da ferramenta
F ₀		Posição inicial do centro da ferramenta no instante $t = 0$
F ₁		Posição do centro da ferramenta no instante $t = 1$
F _c	[N]	Força de corte
F _f	[N]	Força de avanço
F _p	[N]	Força passiva
L	[mm]	Distância entre o centro da ferramenta (F) e o centro do munhão (P)
P		Centro do munhão
P ₀		Posição inicial do centro do munhão no instante $t = 0$
P ₁		Posição do centro do munhão no instante $t = 1$
P _{re}		Plano de referência
R	[mm]	Raio da ferramenta
R _{t.th}	[μm]	Profundidade de rugosidade teórica
S ₀		Posição inicial do gume da ferramenta no instante $t = 0$
S ₁		Posição do gume da ferramenta no instante $t = 1$
V		Centro do virabrequim
VB	[mm]	Largura da marca de desgaste de flanco

Letras minúsculas

$(1 - m_c)$		Expoente da equação de Kienzle para força de corte
$(1 - m_f)$		Expoente da equação de Kienzle para força de avanço
$(1 - m_p)$		Expoente da equação de Kienzle para força passiva
a_e	[mm]	Penetração de trabalho
a_p	[mm]	Profundidade de Corte
b	[mm]	Largura de usinagem
e	[mm]	Diferença na estimativa da variação da espessura de usinagem na região 2.
f	[mm]	Avanço
f_z	[mm]	Avanço por dente
h	[mm]	Espessura de usinagem
h_1	[mm]	Espessura de usinagem na região 1
h_2	[mm]	Espessura de usinagem na região 2
h_{ch}	[mm]	Espessura de corte
$h_{cu,min}$	[mm]	Espessura mínima de usinagem
$h_{máx}$	[mm]	Maior espessura de usinagem [mm]
k		Fator de correção total
k_c	[N/mm ²]	Força específica de corte
$k_{c1.1}$	[N/mm ²]	Força específica de corte para uma área de 1x1 mm ²
k_f	[N/mm ²]	Resistência à deformação plástica
$k_{f1.1}$	[N/mm ²]	Força específica de avanço para uma área de 1x1 mm ²
k_h		Fator de correção para a espessura de usinagem;
$k_{p1.1}$	[N/mm ²]	Força específica passiva para uma área de 1x1 mm ²
k_{st}		Fator de correção para o recalque de material
k_v		Fator de correção para a velocidade de corte
k_{ver}		Fator de correção para o desgaste da ferramenta de corte

k_γ		Fator de correção para o ângulo de saída
k_{λ_s}		Fator de correção para o ângulo de inclinação do gume
l_c	[mm]	Comprimento de contato
l'_c	[mm]	Comprimento de contato infinitesimal
n	[rpm]	Rotação
n_p	[rpm]	Rotação relativa da ferramenta ao redor do munhão
n_v	[rpm]	Rotação do virabrequim
n_{wz}	[rpm]	Rotação da ferramenta
r	[mm]	Distância entre o centro do munhão (V) e o gume da ferramenta (S)
r'	[mm]	Raio de posicionamento do gume da ferramenta em relação ao centro do munhão para a confecção das trajetórias de corte
r_m	[mm]	Raio inicial do munhão
r_s	[mm]	Distância entre o centro do virabrequim (V) e o gume da ferramenta (S)
r_{ff}	[mm]	Raio teórico final do munhão
r_v	[mm]	Distância entre o centro do munhão e o centro do virabrequim
r_ε	[mm]	Raio de quina
t	[s]	Tempo
t		Número de incrementos para construção da trajetória
u	[μm]	Espessura de material não cortado
v_c	[m/min]	Velocidade de corte
v_e	[m/min]	Velocidade efetiva
v_f	[mm/rot]	Velocidade de avanço
v_p	[m/min]	Velocidade tangencial do centro do munhão
v_s	[m/min]	Velocidade tangencial de um gume da ferramenta

Letras gregas

$\Delta\theta$	[°]	Varição angular de um gume em relação ao centro da ferramenta
α_0	[°]	Ângulo de incidência
β_0	[°]	Ângulo de cunha
δ	[°]	Ângulo de posicionamento do gume da ferramenta em relação ao centro do munhão para a confecção das trajetórias de corte
γ_0	[°]	Ângulo de saída
γ_{0e}	[°]	Ângulo de saída efetivo
γ_m	[°]	Ângulo de saída corrigido em função do material
η	[°]	Ângulo de giro do virabrequim
η'	[°]	Ângulo de posição do raio r_s
η''	[°]	Ângulo entre o raio r_v e o raio r_s
$\varphi_{1\rightarrow 2}$	[°]	Ângulo de giro da ferramenta para atuação de gumes sucessivos
κ_r	[°]	Ângulo de direção do gume
λ_s	[°]	Ângulo de inclinação do gume
θ	[°]	Ângulo de giro de um gume da ferramenta
θ'	[°]	Ângulo que varia de θ_{IC} até $-\theta_{IC}$, e que define a posição de um gume em relação ao centro da ferramenta
θ_{IC}	[°]	Ângulo de engajamento do gume no munhão em relação a ferramenta
ρ_β	[mm]	Raio de arredondamento do gume
ψ	[°]	Ângulo entre dois gumes sucessivos
ζ	[°]	Ângulo de giro de um gume da ferramenta ao redor do munhão

1 INTRODUÇÃO

O virabrequim é um dos principais componentes constituintes de motores automotivos. Ele é responsável por transformar o movimento de translação do pistão em movimento de rotação. Por tratar-se de um elemento mecânico de geometria complexa, sua usinagem, que acontece a partir de um fundido ou forjado, emprega várias etapas de processos. Dentre eles destacam-se os processos de torno-brochamento e fresamento externo, que são processos especiais e dedicados, ou seja, são utilizados para realizar uma operação específica.

O torno-brochamento é um processo relativamente novo, aplicado pela primeira vez na indústria no início dos anos 80. No virabrequim é utilizado na operação de usinagem dos mancais centrais (apoios). A combinação dos processos de torneamento e brochamento permite que, em uma mesma operação, o perfil final da peça seja obtido em um só ciclo do disco de brochar, com operações de desbaste e semi-acabamento sendo realizadas em um só passe da ferramenta.

O fresamento externo é usualmente aplicado na usinagem dos munhões. Esta operação torna-se complexa, pois se trata de uma operação de usinagem fora de centro, onde o centro de usinagem da peça não coincide com o centro de giro do virabrequim. A complexibilidade desta operação está justamente no controle necessário para manter uma distância constante entre o centro de usinagem da peça e o centro da ferramenta durante o processo de corte.

A principal característica desses processos, do ponto de vista de usinagem, está relacionada à atuação de gumes com diferentes geometrias, principalmente no processo de torno-brochamento, além de formas não convencionais de atuação. Com isso, o estudo do processo e a otimização dos resultados de trabalho são uma tarefa complexa, implicando na necessidade de execução de um grande número de ensaios práticos, o que inviabiliza técnica e financeiramente o trabalho, dispendendo ainda muito tempo para a sua execução.

Uma possibilidade para a otimização desses processos pode ser alcançada de maneira mais rápida e econômica empregando o método da simulação em computador. A técnica de simulação é um método amplamente empregado para

representar um fenômeno real. Para que isso aconteça é necessária a descrição de um sistema real em forma de um modelo matemático. Por sua vez, o modelo matemático descreve uma relação entre as variáveis de entrada e os resultados do sistema em função do tempo ou da posição.

Na usinagem o material excedente é removido em forma de cavaco como consequência da interação da ferramenta na peça. Como consequência dessa interação tem-se também resultados tanto na peça como na ferramenta. Na peça os resultados de trabalho apresentam-se relacionados à qualidade superficial, à precisão dimensional e de forma e à integridade superficial. Já na ferramenta ocorre o desgaste, que irá determinar a sua vida. Têm-se também resultados inerentes ao processo tais como as forças de usinagem e os fenômenos físicos, químicos e mecânicos na interface ferramenta/peça/cavaco. O levantamento desses resultados acontece através da realização de ensaios práticos de usinagem, possibilitando assim a constituição de vários modelos de usinagem como, por exemplo, da força de corte e da vida da ferramenta, que são amplamente empregados na prática.

Os principais parâmetros de entrada utilizados nesses modelos estão relacionados à espessura de usinagem, a velocidade de corte e aos ângulos da ferramenta. Nos processos de torno-brochamento e fresamento externo as condições de usinagem variam para cada ferramenta em ação e conseqüentemente vários ensaios deverão ser realizados para otimizar todo o processo.

O objetivo deste trabalho é modelar e simular a seção do cavaco teórico no processo de fresamento externo. Com isso busca-se, através da simulação da atuação da ferramenta de corte, estabelecer propostas que propiciem um domínio maior do processo para que se alcance um melhor desempenho e uma maior vida das ferramentas de corte.

Para tal é necessário o estudo da cinemática do processo permitindo, portanto, determinar tanto a trajetória da ferramenta quanto a formação do cavaco teórico pela ação da ferramenta sobre a peça. A partir do conhecimento da forma do cavaco teórico e de sua seção transversal pode-se determinar, por meio de modelos matemáticos, as solicitações térmicas e mecânicas que atuam na

ferramenta de corte. Estas solicitações têm influência direta com a vida da ferramenta.

O domínio de um processo de usinagem com ferramenta de geometria definida se dá através do conhecimento e controle dos resultados indiretos de trabalho como forças de usinagem, temperatura de corte, forma do cavaco, entre outras, permitindo assim otimizar os resultados de trabalho como erros de forma, qualidade superficial e vida da ferramenta.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 O Virabrequim

2.1.1 Definição de Virabrequim

O virabrequim é um componente mecânico que converte movimento de translação em movimento de rotação. Em motores automotivos, a energia térmica produzida pela combustão de combustível na câmara de combustão é convertida em movimento de translação do pistão. Este movimento de translação é transmitido ao virabrequim, por meio da biela, e transformado em movimento de rotação, Figura 2.1 [1, 2].

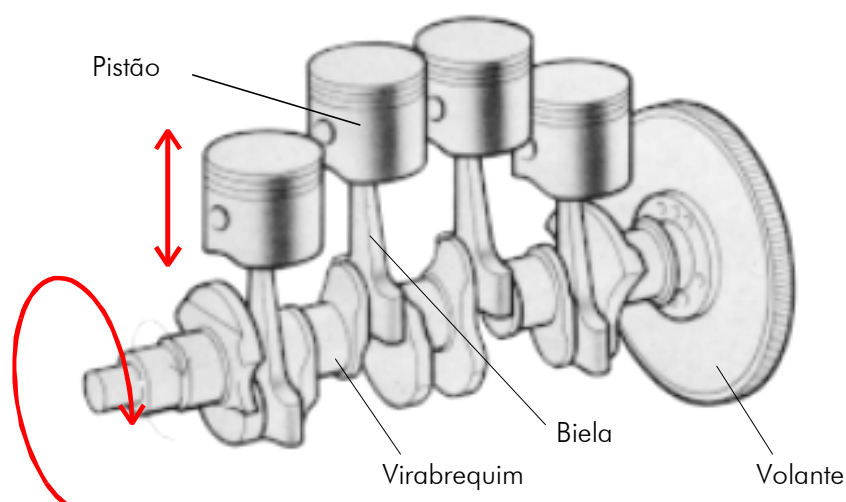


Figura 2.1 – Componentes que transformam o movimento de translação do pistão em movimento de rotação do virabrequim [2]

2.1.2 Características Construtivas

O virabrequim é normalmente fabricado em aço forjado, aço fundido ou ferro fundido nodular, maleável ou cinzento. O aço forjado é o material preferido quando se deseja alta potência específica. Já os virabrequins fundidos são usados

apenas em motores pequenos, devido à redução no custo de fabricação e quando se tem geometria demasiado complexa para o forjamento [1, 2].

O virabrequim é constituído das seguintes partes principais (Figura 2.2):

- Mancais centrais ou apoios, que, por meio de bronzinas ou capas anti-fricção, apoiam o virabrequim no bloco do motor;
- Mancais extremos ou munhões, que são abraçados pelas cabeças das bielas, também por meio de bronzinas ou capas anti-fricção;
- Contrapesos que formam geralmente os braços das manivelas, ou seja, a ligação dos apoios com os munhões, e que pela sua forma e disposição equilibram o funcionamento do virabrequim.

Além disso, o virabrequim apresenta canais de lubrificação internos que têm por função conduzir óleo lubrificante para os mancais e munhões.

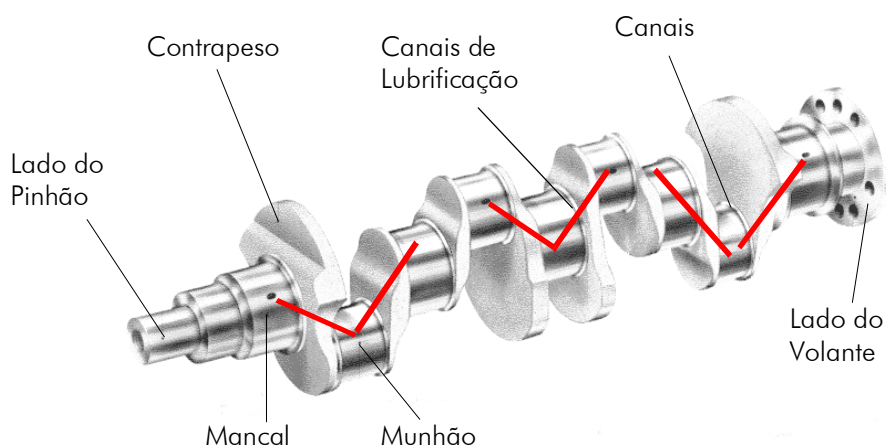


Figura 2.2 – Partes principais constituintes do virabrequim [2]

2.1.3 Cadeia de Processo da Fabricação do Virabrequim

A fabricação do virabrequim é um procedimento complexo empregando vários processos. Alguns destes são dedicados, ou seja, têm aplicação específica para uma determinada operação, como os processos de torno-brochamento e fresamento periférico externo circunferencial excêntrico de mergulho – que por

motivo de simplificação será tratado a partir de agora como fresamento externo –, dedicados exclusivamente para operações de desbaste na fabricação dos mancais e munhões do virabrequim, respectivamente.

Os processos de torno-brochamento e fresamento externo se diferenciam basicamente pela relação de rotação entre a peça e a ferramenta. Partindo-se do torneamento, onde a ferramenta está parada enquanto que a peça está girando, à medida que se imprime um pequeno deslocamento angular à ferramenta (no caso circular) tem-se caracterizado o processo de torno-brochamento. Imprimindo-se uma rotação à ferramenta maior que a rotação da peça tem-se, entretanto, caracterizado o processo de fresamento externo. Em 1889 Tilghman [3] apresentou e patenteou pela primeira vez o processo de fresamento periférico externo circunferencial, na Kaiserliches Patentamt da Alemanha (patente número 53224).

Um exemplo de seqüência de operações para a fabricação de um virabrequim é mostrado a seguir, por meio dos processos utilizados, partindo-se da condição bruta (fundição do virabrequim) até a obtenção do virabrequim na sua condição final, pronto para ser montado no motor:

- Fundição
- Usinagem
 - ❑ Geometria definida
 - Torneamento, Fresamento
 - Torno-torno-brochamento (apoios)
 - Fresamento externo (munhões)
 - Furação, alargamento e rosqueamento
 - Furação profunda
 - ❑ Geometria não-definida
 - Retificação
 - Lixamento
- Conformação
 - ❑ Roletagem

2.2 Fundamentos da Usinagem com Ferramentas de Geometria Definida

Os processos de torno-brochamento (*Drehräumen*) e de fresamento externo (*Aussenfräsen*) são considerados complexos. O primeiro porque a ferramenta apresenta vários gumes de corte que trabalham em condições diferentes de engajamento e com geometrias complexas e o último, porque envolve uma usinagem fora de centro. Para otimizar os resultados de trabalho e aprimorar o entendimento destes processos deve-se levar em conta o trabalho de cada gume em ação e a cinemática dos mesmos. Por isso é necessário um embasamento teórico do processo de corte através do conhecimento do mecanismo de formação de cavaco em cada gume da ferramenta.

2.2.1 Processo de Corte

O mecanismo de formação do cavaco para um gume da ferramenta pode ser descrito da seguinte forma: quando a ferramenta de corte (gume) começa penetrar na peça, o material da mesma é deformado elástica e plasticamente. Após atingir o limite máximo de cisalhamento, o material começa a escoar sobre a face da cunha de corte da ferramenta, formando assim o cavaco, como mostra a Figura 2.3 [4-5].

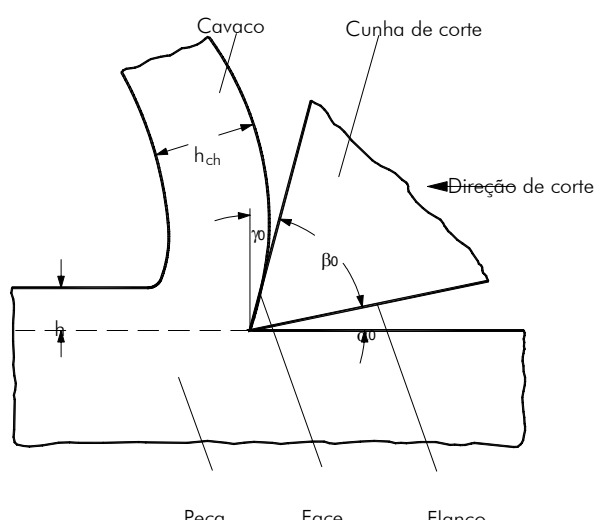


Figura 2.3 – Formação do cavaco (representação esquemática) [4]

Onde:

h – Espessura de usinagem;

h_{ch} – Espessura do cavaco;

α_0 – Ângulo de incidência;

β_0 – Ângulo de cunha;

γ_0 – Ângulo de saída.

Na interface ferramenta/peça/cavaco ocorrem fenômenos físicos e químicos devido às solicitações térmicas e mecânicas, relacionados às características do processo, ao material da peça e da ferramenta e a geometria da ferramenta. Esses fenômenos influenciam, por exemplo, a formação do cavaco, a integridade superficial da peça, o desgaste da ferramenta, entre outros (Figura 2.4).

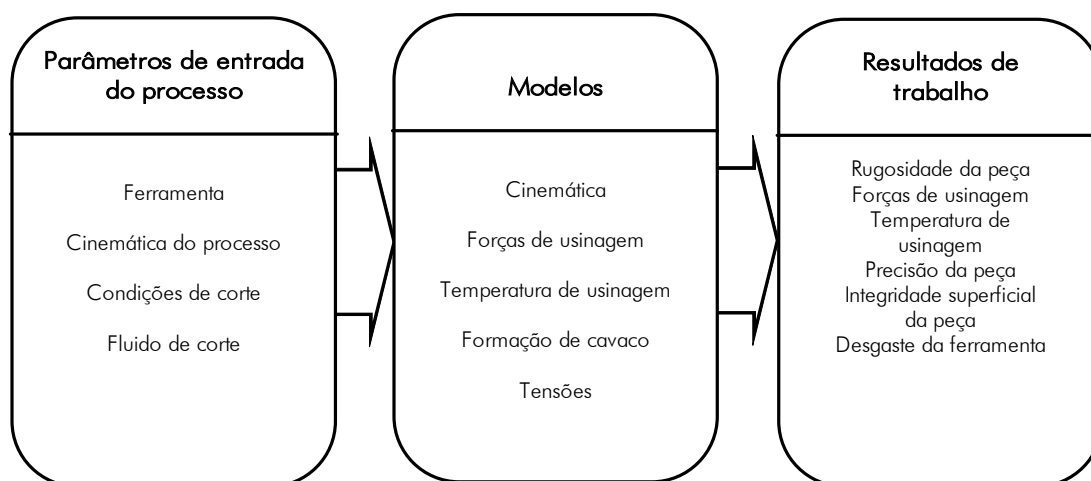


Figura 2.4 – Fenômenos que influenciam o resultado de trabalho

2.2.2 Desgaste da Ferramenta no Fresamento

As solicitações térmicas e mecânicas elevadas levam ao desgaste da ferramenta devido às condições de atrito na região de contato da ferramenta. De acordo com o estado da arte atual, distinguem-se vários mecanismos de desgaste que atuam sobre a ferramenta de corte durante o processo de fresamento, como mostra a Figura 2.5 [4-6]:

- Danificação do gume devido às solicitações mecânicas e térmicas excessivas;
- Abrasão mecânica;
- Adesão (cisalhamento de microsoldagem ou microcaldeamentos);
- Difusão;
- Oxidação.

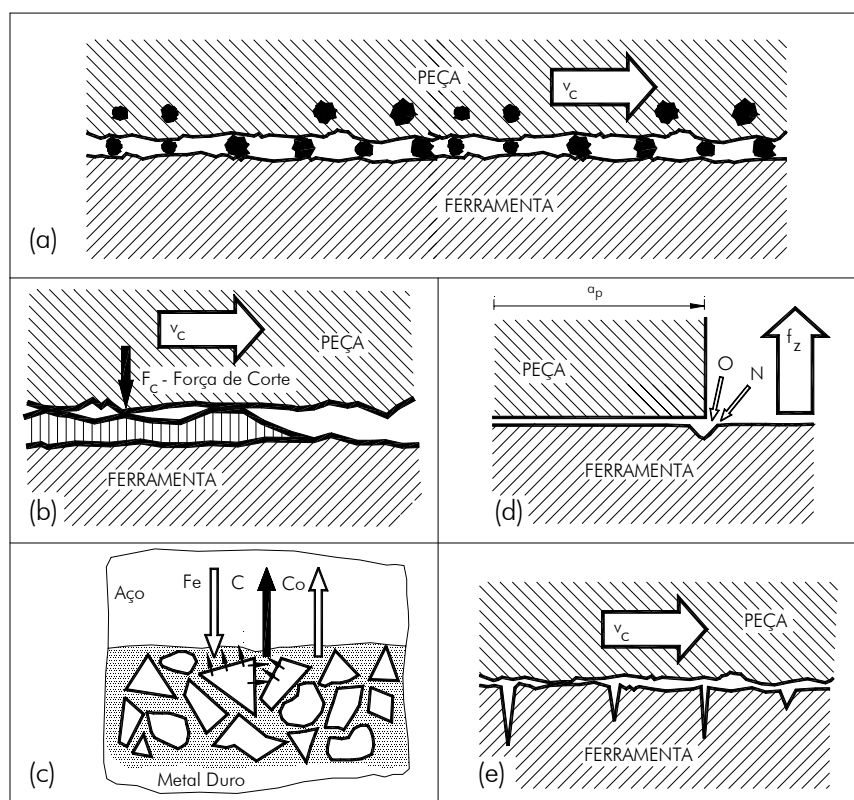


Figura 2.5 – Mecanismos básicos de desgaste: a – Abrasão, b – Adesão, c – Difusão, d – Oxidação, e – Fadiga térmica ou mecânica [7]

Onde:

- v_c – velocidade de corte;
- F_c – Força de corte;
- f_z – Avanço por dente;
- a_p – Profundidade de corte.

Estes diversos mecanismos de desgaste agem simultaneamente, de forma que tanto sua causa como seu efeito dificilmente podem ser distinguidos entre si.

O trabalho mecânico efetivo, empregado para a usinagem, é praticamente todo transformado em energia térmica. A Figura 2.6 ilustra uma distribuição desta energia entre peça, cavaco e ferramenta. A elevação da temperatura tem influência direta sobre os mecanismos de desgaste de difusão e oxidação, além de solicitações térmicas (choque térmico) [4-6].

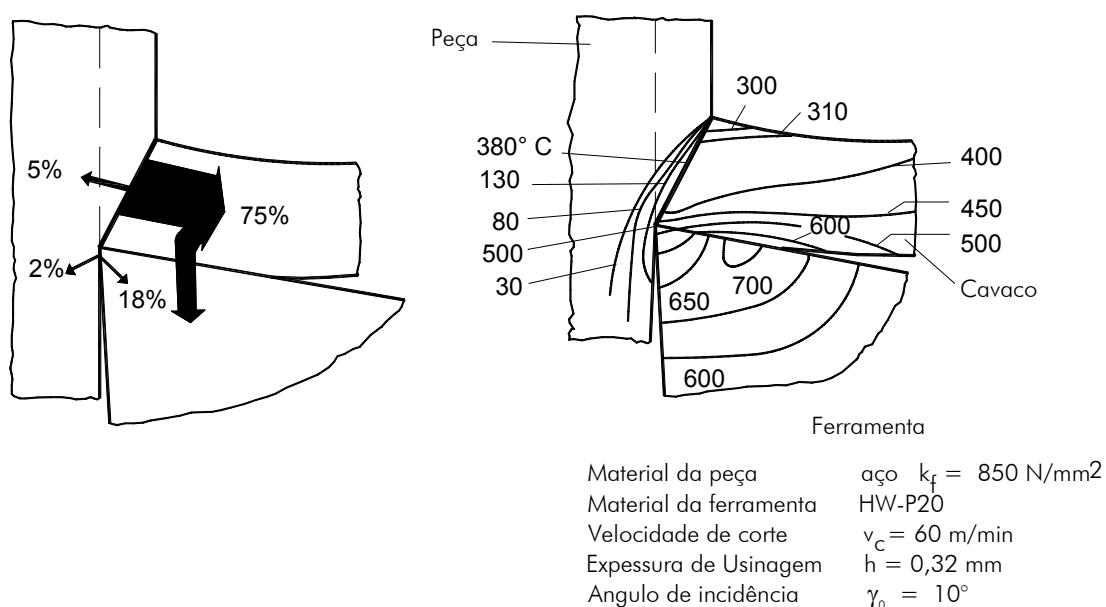


Figura 2.6 – Distribuição de calor e temperatura na peça, cavaco e ferramenta, no torneamento de aço [4]

Onde:

k_f – Resistência à deformação plástica.

As solicitações mecânicas podem ser caracterizadas pelos esforços que ocorrem na cunha de corte durante a usinagem. A tensão máxima que atua em um determinado ponto na interface ferramenta/peça é a tensão crítica que determina as exigências para o material da ferramenta, sendo essencial o conhecimento da

distribuição das tensões de compressão e de cisalhamento. Na Figura 2.7 está representada esquematicamente a distribuição das tensões de compressão e de cisalhamento sobre o gume da ferramenta. A tensão de compressão tem seu valor máximo no gume da ferramenta e cai a zero quando o cavaco perde o contato com a ferramenta. Já a tensão de cisalhamento apresenta uma tensão máxima menor e uma distribuição mais uniforme sobre a face da ferramenta [8, 9].

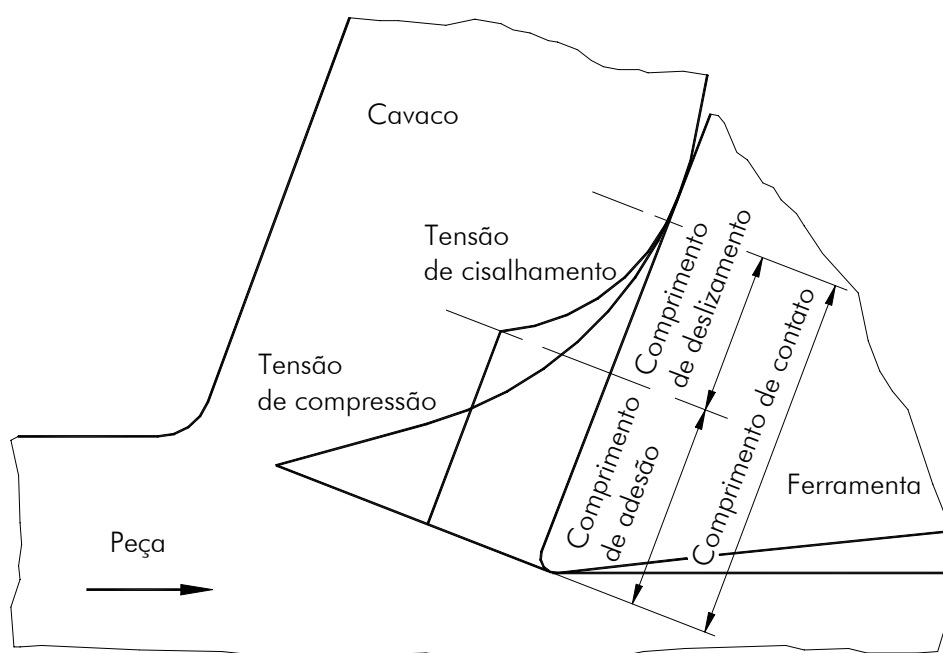


Figura 2.7 – Distribuição das tensões de compressão e cisalhamento [10]

Desgastes como lascamento, fissuras transversais e longitudinais, deformações plásticas e remoção mecânica são influenciadas diretamente pelos esforços decorrentes do processo de usinagem.

2.3 O Processo de Fresamento

Fresar é um processo de remoção de cavaco com um movimento de corte circular da ferramenta com um ou vários gumes para a geração de superfícies (Figura 2.8). O movimento de corte transcorre de forma normal ou oblíqua à direção de rotação da ferramenta [11].

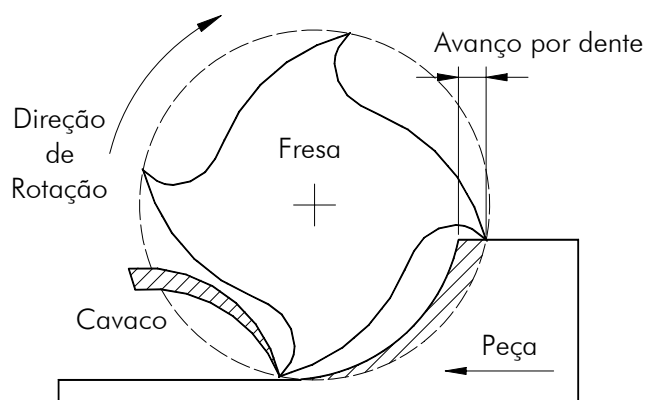


Figura 2.8 – Exemplo da remoção de material no processo de fresamento [7]

Os processos de fresamento são subdivididos de acordo com a Norma DIN 8589 de acordo com a superfície gerada, a forma da ferramenta (perfil) e a cinemática em [4, 5, 11, 12]:

- Fresamento plano;
- Fresamento circular;
- Fresamento de forma;
- Fresamento de geração;
- Fresamento de perfil.

Em alguns casos a peça é fixa de forma estacionária, enquanto que a ferramenta de corte move-se sobre esta realizando um movimento de rotação. Em outros casos, ambas as partes movem-se, num movimento relativo e sincronizado [11].

Caso a superfície da peça seja gerada no topo da ferramenta, pelo gume secundário, então designa-se o processo de fresamento frontal. Correspondentemente, um processo de fresamento no qual a superfície é gerada pelos gumes na circunferência da fresa é designado de fresamento periférico ou tangencial. A Figura 2.9 mostra os dois tipos de fresamento [4-7, 11, 12].

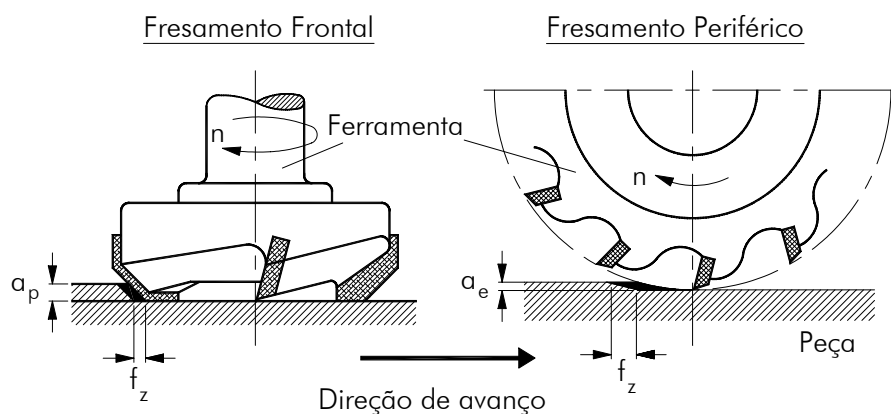


Figura 2.9 – Fresamento de frontal e periférico [4]

Onde:

n – Rotação;

a_e – Penetração de trabalho.

De acordo com o sentido de rotação da ferramenta e avanço da peça, distingue-se ainda entre o fresamento concordante e o fresamento discordante, Figura 2.10 [4-7, 11, 12].

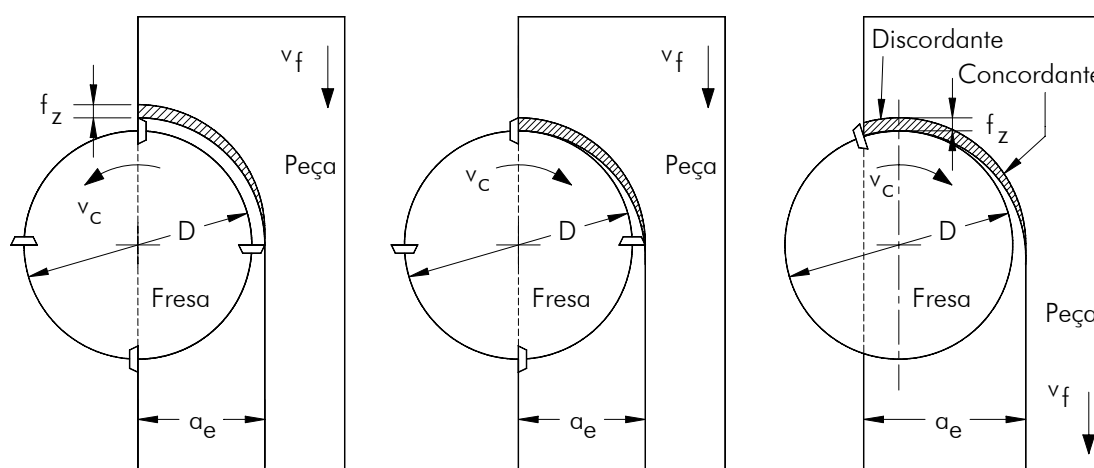


Figura 2.10 – Fresamento frontal: a – Discordante, b – Concordante e c – Simultâneo [11]

Onde:

v_f – Velocidade de avanço;

D – Diâmetro da fresa.

No fresamento discordante o avanço e o movimento de corte apresentam sentidos contrários, enquanto que no fresamento concordante apresentam mesmo sentido. De acordo com a posição da fresa em relação à peça, um processo de fresamento pode apresentar uma parte de fresamento concordante e uma parte de fresamento discordante, de forma que nem sempre é possível designar uma especificação muito clara. No fresamento concordante puro, o gume deixa a peça com uma espessura de usinagem igual a zero ($h = 0$), isto é, a menor espessura de usinagem no fim do corte é menor do que a recomendada para a geometria da ferramenta. Assim, na saída do gume não há mais remoção nítida de cavaco e sim, a partir de um certo ângulo de engajamento, apenas o esmagamento de material e o atrito entre o gume e a superfície de corte. De modo análogo, no fresamento discordante puro o gume entra na peça com uma espessura de usinagem igual a zero ($h = 0$) [4-7, 11, 12].

As vantagens do fresamento concordante em relação ao discordante são normalmente as seguintes [4-7, 11, 12]:

- A resultante das forças empurra a peça contra a sua fixação na mesa, minimizando a possibilidade de vibração;
- Menor desgaste e, por consequência, maior vida da ferramenta;
- Melhor qualidade superficial gerada, devido ao movimento relativo entre as velocidades de avanço e de corte;
- Menor potência de avanço;
- Menor caminho percorrido pelo gume. Embora não seja algo óbvio, a redução é, em média, da ordem de 3%, com redução correspondente do nível de desgaste.

Apesar das várias vantagens do fresamento concordante, existem casos em que ele não pode ser utilizado, como [4-7, 11, 12]:

- Quando existe folga no fuso da mesa da máquina-ferramenta;
- Quando a superfície da peça tiver resíduo de areia de fundição, for muito irregular ou o material for proveniente de processos de forjamento.

As interrupções de corte no fresamento implicam em solicitações térmicas e mecânicas alternantes para o material da ferramenta, que eventualmente podem levar à formação de fissuras em forma de pente ou transversais e devido à fadiga podem levar à quebra do gume. Em decorrência disso, os materiais de ferramenta devem ter alta tenacidade, alta resistência a solicitações térmicas alternantes e alta resistência de gume [4, 5, 12].

2.3.1 Fresamento Frontal

No fresamento frontal a largura de engajamento a_e é consideravelmente maior que a profundidade de corte, e a superfície da peça é gerada pelo gume secundário. No caso do ângulo de direção do gume $\kappa_r = 90^\circ$, o processo também pode ser denominado de processo de fresamento de topo. Neste caso, a superfície é gerada tanto pelo gume secundário como pelo gume principal [4, 5, 12].

As condições de corte no fresamento frontal geralmente são menos severas que no processo de torneamento. Normalmente escolhem-se seções de usinagem menores para diminuir a solicitação dinâmica do inserto e com isto evitar a quebra da ferramenta. As vidas econômicas da ferramenta são maiores que os valores usuais no torneamento, pois se trabalha com elevado custo de ferramentas e grande tempo de troca de ferramenta [4, 5, 12].

O fresamento frontal é utilizado tanto para o desbaste como para o acabamento [4, 5, 12].

2.3.2 Fresamento Periférico

O fresamento periférico ou tangencial é um fresamento no qual a profundidade de corte a_p é consideravelmente maior que a penetração de trabalho a_e . No fresamento tangencial a superfície é gerada pelo gume principal [4, 5, 12].

Distinguem-se o fresamento periférico discordante e o fresamento periférico concordante. No fresamento periférico concordante a força de corte atua sobre a peça, Figura 2.11, ao passo que no fresamento periférico discordante a força de corte atua na direção para fora da peça, de forma que na usinagem de uma peça esbelta (por ex. na usinagem de chapas finas) esta pode ser arrancada da superfície de fixação ou ser excitada a vibrar [4, 5, 12].

No fresamento periférico concordante o início do corte se dá aproximadamente com a seção de usinagem máxima, enquanto que no fresamento periférico discordante a seção de usinagem aumenta gradativamente, podendo ocorrer esmagamento de material no início do corte e levar à formação de uma superfície com péssimo acabamento [4, 5, 12].

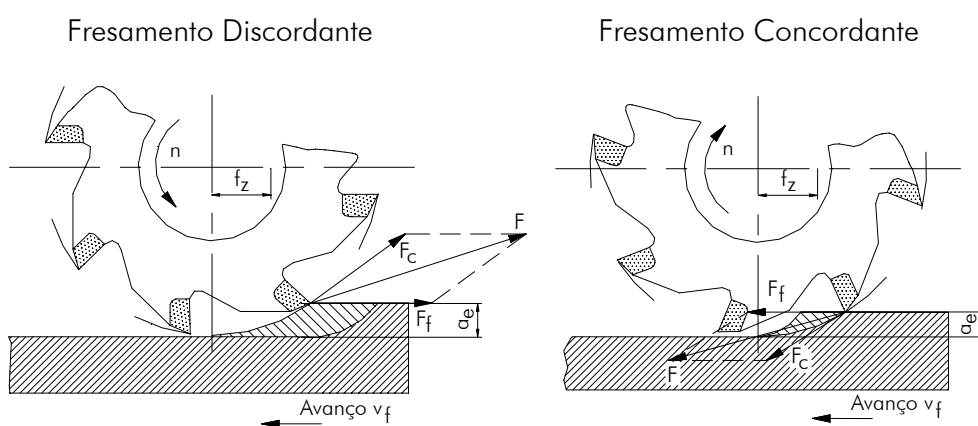


Figura 2.11 – Fresamento periférico concordante e discordante [4]

Onde:

F – Força de usinagem;

F_f – Força de avanço.

Geralmente, emprega-se o processo de fresamento periférico discordante. Para uma montagem coaxial dos gumes tem-se solicitações dinâmicas elevadas, uma vez que os gumes entram ou saem instantaneamente da peça. Para fresas helicoidais a solicitação dinâmica é reduzida, no entanto ocorre uma força axial que pode levar ao deslocamento da peça ou da ferramenta. Empregando-se uma

fresa com gumes orientados segundo uma espinha de peixe, pode-se eliminar as forças axiais [4, 5, 12].

2.4 Processos Especiais Empregados na Usinagem de Virabrequim

Estes processos podem ser chamados de especiais pelo fato de serem dedicados à usinagem do virabrequim e por derivarem, ou serem, uma composição dos processos de fresamento, torneamento e brochamento.

2.4.1 Torno-brochamento (*Drehräumen, Turn Broaching*)

A primeira concepção que se teve do processo de torno-brochamento data do ano de 1936, quando do registro da patente sob número 2044495 no registro americano de patentes USPTO (United States Patent and Trademark Office), dada a Edward C. Bullard. Nesta patente são descritas três variantes para o processo de torno-brochamento: torno-brochamento linear, torno-brochamento com ferramenta rotativa externa e torno-brochamento com ferramenta rotativa interna [13-15].

Em 1970, Howard L. Goodin, na época engenheiro de manufatura da empresa automobilística Pontiac, propôs o processo de torno-brochamento na tentativa de solucionar problemas que vinham ocorrendo nas linhas de produção com tornos transfer da empresa Pontiac na fabricação de virabrequins [14-17]. Mas somente depois de uma espera de 14 anos, é que em 1984, o agora engenheiro sênior de manufatura da Pontiac viu as duas primeiras máquinas de torno-brochamento serem integradas à linha de produção de carros compactos, na divisão de motores da Pontiac [14, 16, 17].

O processo de torno-brochamento caracteriza-se pela combinação de dois processos convencionais, o torneamento e o brochamento. Na Figura 2.12 estão mostrados, esquematicamente três variantes para o processo: torno-brochamento com ferramenta linear (A), com ferramenta rotativa em espiral (B) e com ferramenta circular (C) [4, 15, 16, 18, 19].

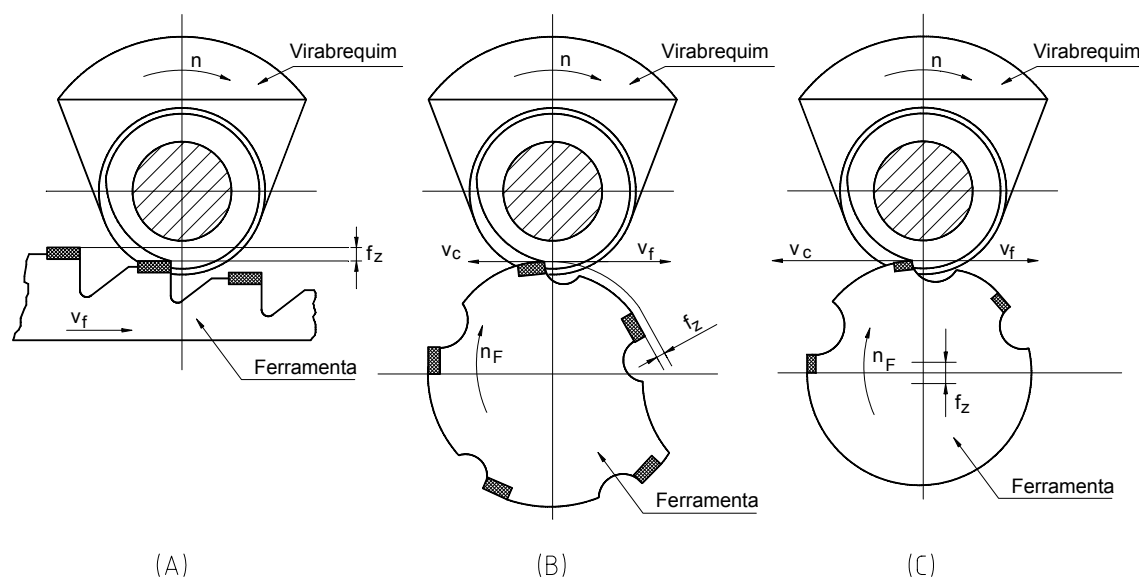


Figura 2.12 – Variantes do processo de torno-brochamento: a – ferramenta linear, b – ferramenta em espiral e c – ferramenta circular [4, 15, 16, 18]

Onde:

n_F – Rotação da ferramenta.

Torno-brochamento com ferramenta linear

O torno-brochamento com ferramenta linear foi a primeira das três variantes utilizadas industrialmente. O processo se caracteriza basicamente pelo tipo construtivo da ferramenta, similar ao de uma ferramenta de brochar. Neste processo, a ferramenta movimenta-se em um curso longitudinal, tangencialmente à peça com uma determinada velocidade de avanço, enquanto a peça gira com uma rotação contrária ao sentido de avanço da ferramenta [15, 20]. São executadas as operações de desbaste e acabamento possibilitando obter a peça em seu estado final em uma única passagem da ferramenta.

A distinção entre as operações de desbaste e acabamento se dá basicamente pela montagem dos gumes na ferramenta, onde o avanço por dente é determinado previamente e definido pela magnitude da diferença de altura entre gumes sucessivos, como mostrado na Figura 2.12 a [4, 15, 16, 20].

Torno-brochamento com ferramenta em espiral

No torno-brochamento os gumes (insertos) são montados em um disco, e o avanço por dente (f_z) é dado por uma variação no raio entre gumes sucessivos, como mostra a Figura 2.12 b, descrevendo uma trajetória espiral. Nesse processo, tanto a peça quanto ferramenta giram, mas com rotações diferentes e sentidos contrários [4, 15, 16, 20].

Torno-brochamento com ferramenta circular

No torno-brochamento com ferramenta circular, os gumes são dispostos sobre um disco circular, onde se tem o mesmo raio de montagem, assemelhando-se um disco de fresar. Neste caso o diferencial é a maneira com que se determina o avanço por dente para as operações de desbaste e de acabamento. Na ferramenta circular, como todos os gumes estão eqüidistantes em relação ao eixo de giro do disco, o avanço é dado por meio do comando numérico que controla o avanço e recuo da ferramenta em relação à peça, como mostra a Figura 2.12 c [4, 15, 16, 20].

Torno-torno-brochamento (*Dreh-Drehräumen, Turn-Turn Broaching*)

O torno-torno-brochamento é caracterizado pela combinação dos processos de torneamento e torno-brochamento. As operações de desbaste e de acabamento estão separadas entre os dois processos. O torneamento é utilizado na operação de desbaste, enquanto que o torno-brochamento executa o acabamento final da peça [18, 20].

Uma montagem típica de uma ferramenta pode ser vista na Figura 2.13. As ferramentas de 1 até 4 são para o processo de desbaste por torneamento. As ferramentas 5 e 6 são usadas para o acabamento, usando o torno-brochamento [18, 20].

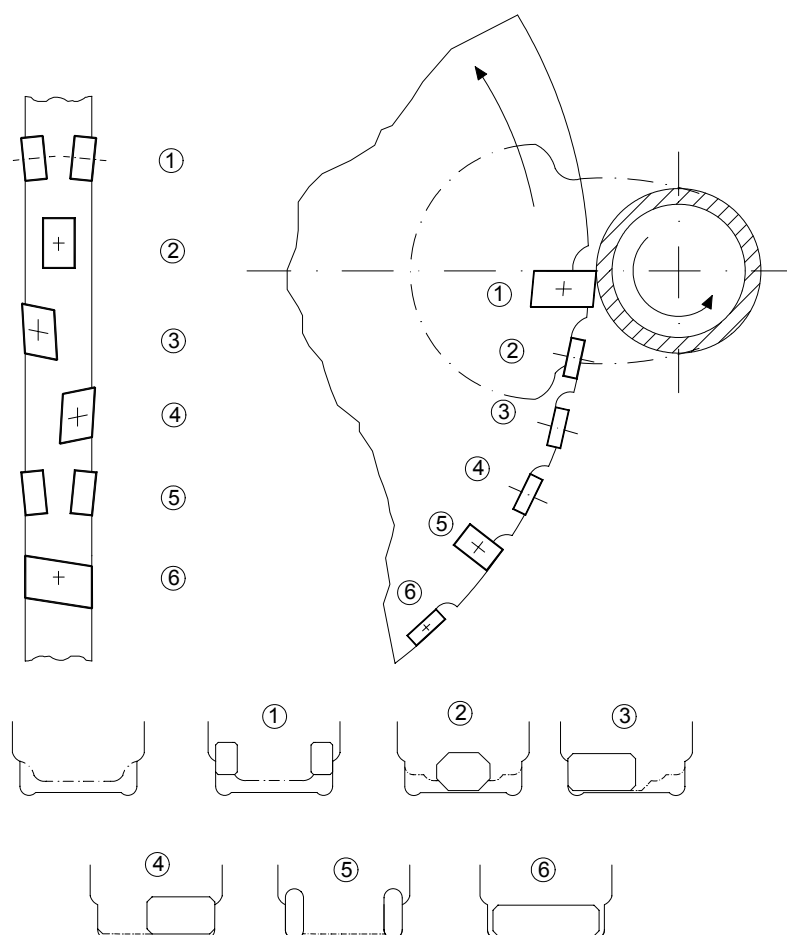


Figura 2.13 – Configuração de uma ferramenta de torno-torno-brochamento [20]

2.4.2 Fresamento Externo (*Aussenfräsen, External Milling*)

O fresamento externo caracteriza-se pela rotação lenta do virabrequim ao redor da linha de centro do mancal principal, criando desta maneira um avanço de corte circular sobre o seu raio, enquanto a velocidade de corte requerida é proporcionada pela rotação do disco de fresa. Para a usinagem dos munhões o disco de corte segue o movimento excêntrico, enquanto fresa o seu diâmetro em um movimento linear. Na Figura 2.14 é mostrada a operação de fresamento externo [11, 21].

O avanço e a velocidade de corte podem ser ajustados pela respectiva posição do munhão para obter a profundidade de corte correta, bem como uma força de corte balanceada. Dependendo da zona de contato, a velocidade de corte,

em combinação com um avanço adequado, culmina em um tempo de usinagem extremamente curto [21].

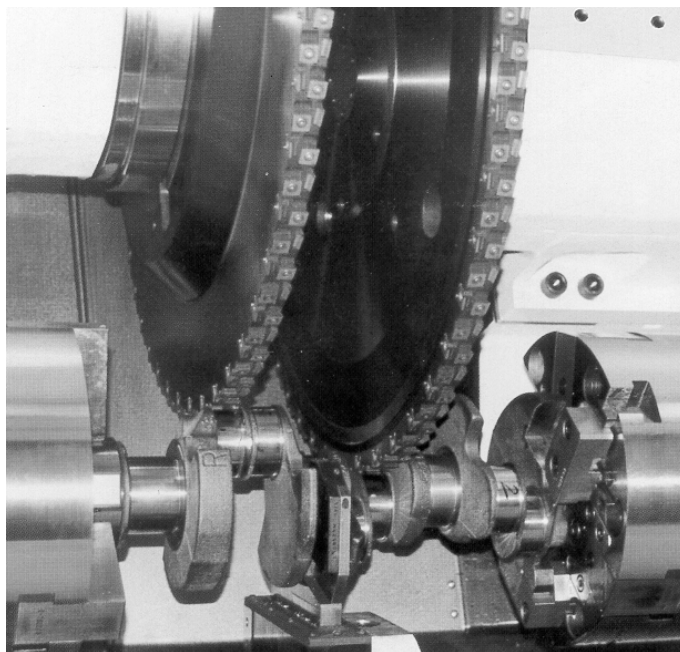


Figura 2.14 – Fresamento externo excêntrico de virabrequim [22]

No fresamento externo, a projeção do disco de fresar tem a forma negativa da projeção final da peça, isto é, os gumes são dispostos na ferramenta de forma que ao final do processo de usinagem, o munhão do virabrequim tem a dimensão, forma e acabamento projetados (Figura 2.15).

2.4.3 Fatores de Influência no Fresamento Externo

Existem vários fatores que influem num processo de usinagem. Para a modelagem e simulação do processo de fresamento externo de munhões de virabrequim, levado-se em conta as características construtivas da geometria do gume, a espessura mínima de usinagem ($h_{cu,min}$) e a variação do ângulo de saída

Além dos fatores acima, outros, tais como avanço por dente f_z , velocidade de corte v_c , profundidade de corte radial a_e e profundidade de corte axial a_p devem ser levados em conta para a determinação das condições apropriadas de usinagem.

Vale salientar que a velocidade de corte é o parâmetro de maior influência na vida da ferramenta no processo de fresamento. Esta influência se dá principalmente devido às altas temperaturas geradas na interface peça e ferramenta.

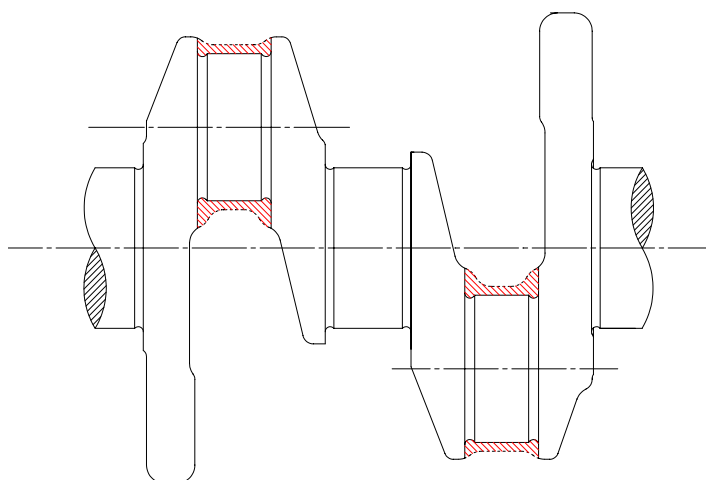


Figura 2.15 – Forma do virabrequim bruto (hachurado) e geometria final do munhão após o processo de fresamento

Características construtivas da geometria do gume

Existem três principais razões para modificar a geometria do gume de corte: fortalecimento do gume, redução das forças de corte e controle do fluxo do cavaco. As maneiras básicas de obtenção destas características estão ilustradas, em duas dimensões, na Figura 2.16 [23].

O fortalecimento do gume implica em alterar o formato do mesmo em função da magnitude do avanço f . A Figura 2.16 (a) mostra a região de um gume chanfrado com um ângulo γ_1 e largura b_{γ_1} e afiado com um raio de gume ρ_β . Recomendações do início dos anos 90, para preparação de ferramentas cerâmicas de corte eram tipicamente chanfros de largura b_{γ_1} entre $0,5xf$ e $0,75xf$ para operações de torneamento e $1,2xf$ até $1,5xf$ para fresamento; com γ_1 de 15° a 30° , dependendo da severidade da operação de usinagem; e raio de gume compreendido entre $0,013 \text{ mm}$ e $0,076 \text{ mm}$ para operações de acabamento, e

acima de 0,13 mm para condições mais severas (Adams, *et al.* apud Childs [23]). Atualmente, com a melhoria dos processos de retificação (e também, talvez, com a melhoria da resistência das ferramentas), o comprimento do chanfro para operações gerais de usinagem é reduzido de 0,1xf a 0,4xf para torneamento e 0,5xf para retificação; e os raios de gume em operações gerais de usinagem vão de 0,02 a 0,03 mm, e sem arredondamento – só chanfro – para operações de acabamento [23].

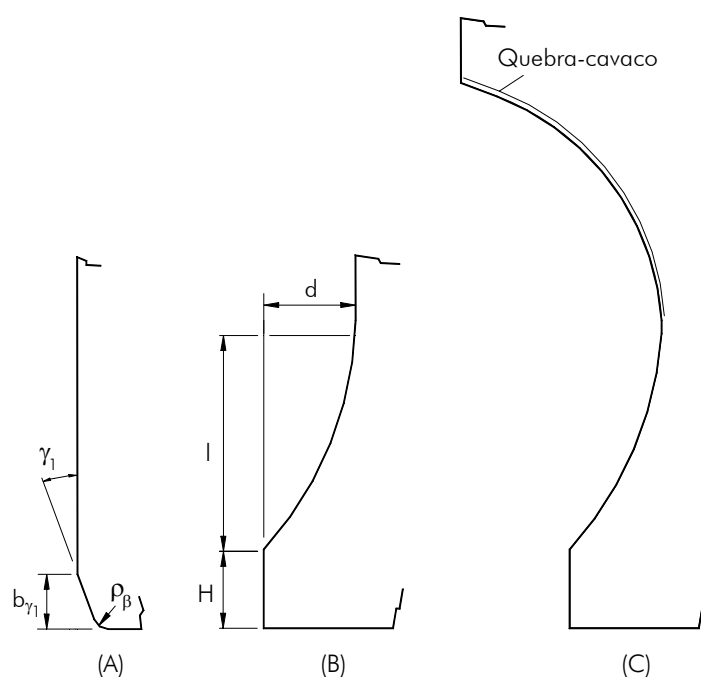


Figura 2.16 – Modificações para um gume quadrado: a – gume reforçado; b – redução da força de corte e c – com quebra cavaco [23]

Onde:

ρ_β – Raio de arredondamento do gume;

γ_1 – Ângulo de inclinação do chanfro;

b_{γ_1} – Largura do chanfro;

H – Comprimento da face;

l – Comprimento do rebaixo;

d – Profundidade do rebaixo.

Mudanças para a redução das componentes da força de usinagem incluem alterações na face correspondentes a diversas vezes o valor do avanço (Figura 2.16 (b)). Na face, além da largura H , entre $1x_f$ e $2x_f$, é retirada uma profundidade d tipicamente, estabelecida sobre um comprimento l , entre $3x_f$ e $6x_f$. O lugar de restrição causa uma redução da espessura de usinagem [23].

A desvantagem se alterar a geometria da face como descrito acima está em reduzir-se o fator fato do cavaco tornar-se mais resistente, o que num processo contínuo, como o torneamento, pode levar a um cavaco longo e de difícil remoção. Objetivando o controle do fluxo de saída de cavaco na região alterada, adiciona-se à esta, usualmente, uma parede, na parte posterior desta região (Figura 2.16 (c)), chamada de quebra-cavaco. Quando o cavaco atinge esta parede, deflete e apresenta boas chances de quebrar ao atingir a ferramenta ou a peça [23].

A Figura 2.16 mostra 3 cortes esquematizados do gume. Na Figura 2.17 está mostrado que a geometria da cunha varia ao longo do gume.

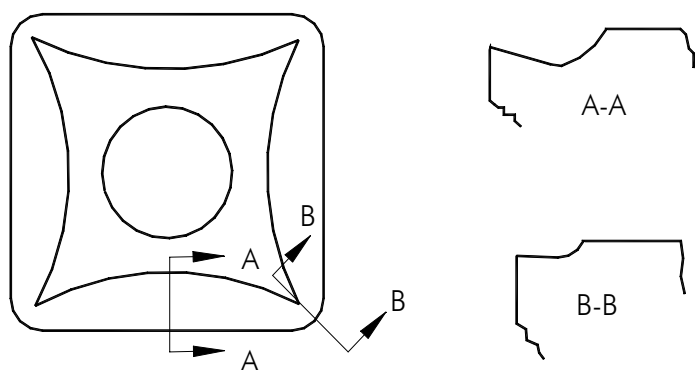


Figura 2.17 – Reforço do gume e controle do cavaco com variação do perfil da cunha pela suavização ao longo do gume [23]

Espessura mínima de usinagem ($h_{cu.min}$)

A espessura mínima de usinagem, $h_{cu.min}$, representa a menor espessura necessária para que ainda haja condições de remoção de material. Segundo Brammertz *apud* Mühle [24], não é possível efetuar um corte abaixo da espessura

mínima de usinagem devido ao fato do gume ser arredondado com um raio de gume ρ_β . A porção de material com espessura inferior à espessura mínima de usinagem ($h_{cu,min}$) é, ao invés de cortada, deformada elástica e plasticamente pelo gume e pelo flanco. Desta forma a porção de material deformada, forma picos de rugosidade sobre a superfície de corte que contribuem para a piora da qualidade da superfície usinada. Para ferramentas de metal duro, cujo raio de gume ρ_β , esteja entre 8 e 10 μm , a espessura mínima de usinagem $h_{cu,min}$ está na faixa de 3 a 4 μm , Brammertz *apud* Mühle [24].

Na literatura, encontra-se também que o valor do $h_{cu,min}$ pode ser aproximado do valor do raio de gume ρ_β , Koch [25].

Segundo König [4] e Reichard [26], para uma remoção segura de cavacos em ferramentas com gumes arredondados ou chanfrados, o valor recomendado para espessura mínima de usinagem ($h_{cu,min}$) é de 2 a 3 vezes o raio de gume ρ_β , ou a largura do chanfro.

Na Figura 2.18, está representado o efeito provocado pelo raio de arredondamento do gume na superfície final usinada durante o processo de corte. Os picos de rugosidade teóricos ($R_{t,th}$) gerados são decorrentes do corte abaixo da profundidade mínima de corte $h_{cu,min}$, segundo recomendações de König [4] e Reichard [26], e da velocidade de avanço por gume f_z e pode ser calculada pela equação 1.

$$R_{t,th} = 2 \text{ a } 3 \cdot \rho_\beta \quad (1)$$

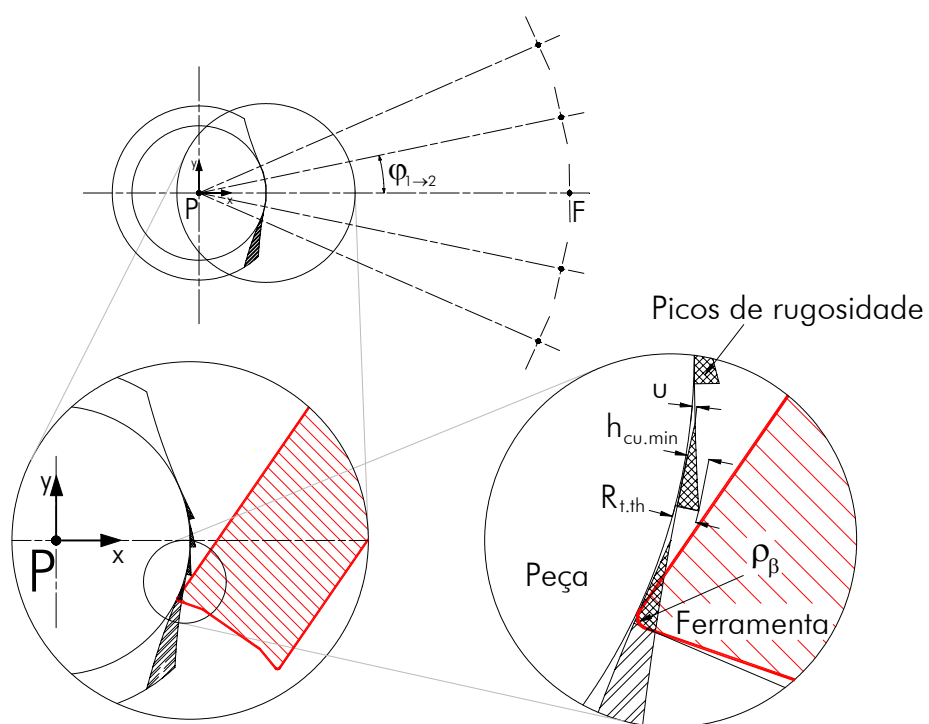


Figura 2.18 – Efeito do raio de gume sobre a superfície final da peça

Onde:

$\varphi_{1 \rightarrow 2}$ – Ângulo de giro da ferramenta para atuação de gumes sucessivos;

$h_{cu,min}$ – Espessura mínima de usinagem;

$R_{t,th}$ – Profundidade de rugosidade teórica;

u – Espessura de material não cortado;

P – Centro do munhão;

F – Centro da ferramenta.

Variação do ângulo de saída

A Figura 2.19 mostra como ocorre a variação do ângulo de saída de um gume da ferramenta durante o processo de corte, para o caso do fresamento externo. Esta variação ocorre à medida que a ferramenta vai interferindo com a peça, [15].

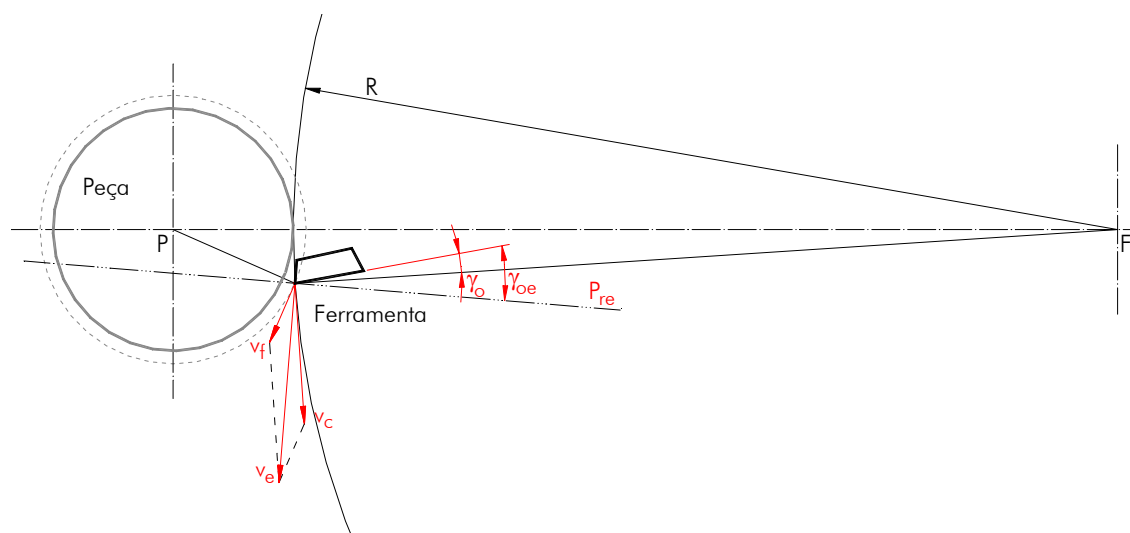


Figura 2.19 – Exemplo da variação do ângulo de saída efetivo para o fresamento externo

Onde:

- v_e – Velocidade efetiva;
- P_{re} – Plano de referência;
- R – Raio da ferramenta;
- γ_{oe} – Ângulo de saída efetivo.

A Figura 2.20 mostra alguns valores teóricos de como as componentes da força de usinagem variam quando o ângulo de saída ou o ângulo de incidência variam [4, 5].

2.4.4 Máquinas de Fresamento de Virabrequins

O fresamento de virabrequins, comando de válvula e de outros tipos de eixos excêntricos, vem substituindo os processos tradicionais em algumas indústrias. As vantagens afirmadas por esse processo incluem uma produção mais rápida, tolerâncias mais estreitas, custo global das ferramentas menor e *setup* mais rápido. As máquinas de fresamento estão disponíveis para corte interno ou externo [11].








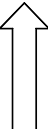






Fatores de influência		Mudança nos componentes das forças de usinagem para cada grau de ângulo mudado		
		F_c	F_f	F_p
<div>Diminuição</div> <div></div>	Ângulo de saída	<div></div> 1,5%	<div></div> 5,0%	<div></div> 4,0%
	Ângulo de inclinação	<div></div> 1,5%	<div></div> 1,5%	<div></div> 10,0%
<div>Aumento</div> <div></div>	Ângulo de saída	<div></div> 1,5%	<div></div> 5,0%	<div></div> 4,0%
	Ângulo de inclinação	<div></div> 1,5%	<div></div> 1,5%	<div></div> 10,0%

Figura 2.20 – Influência do ângulo de saída e do ângulo de inclinação nas componentes das forças de usinagem [4]

Onde:

F_p – Força passiva.

Máquinas de fresamento desenhadas para corte externo foram desenvolvidas primeiro e são muito utilizadas, dependendo primeiramente das configurações do eixo e dos requisitos de produção. Na Figura 2.21 está mostrada a configuração de uma máquina de fresamento externo de virabrequim. Preferem-se as mesmas para fresar comandos de válvula por causa das características e das configurações do comando de válvula, e na produção de virabrequins de grande porte e com diferentes tipos de perfis para atender as altas exigências destes componentes. Neste tipo de máquina podem ser montados até sete discos de fresar para usinar simultaneamente, em um único passe, todo o virabrequim. Esse tipo de máquina também é requerido para fresar superfícies quadradas ou retangulares nos eixos. Outras vantagens do fresamento externo incluem uma fácil troca dos discos de fresar e melhor visibilidade do processo pelo operador [11].

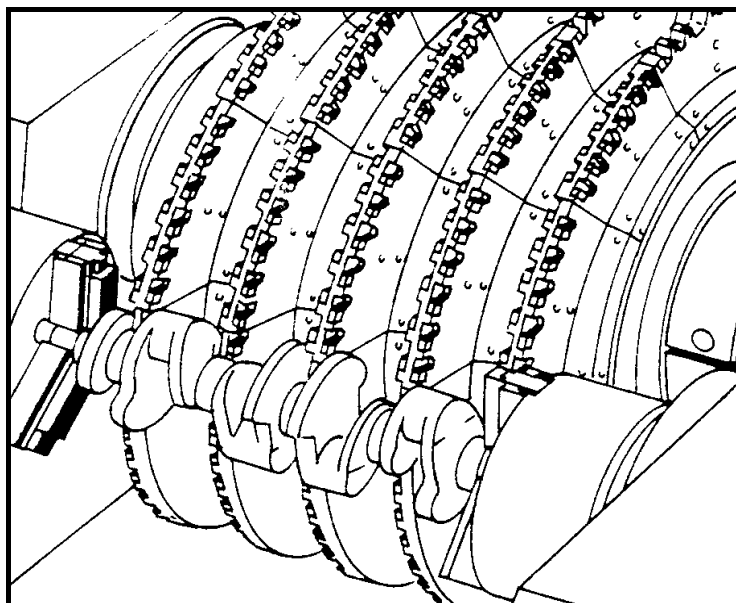


Figura 2.21 – Configuração de uma máquina de fresamento externo de munhão de virabrequim [11]

2.5 O Ferro Fundido como Material de Virabrequins

Ferros fundidos são ligas ferro-carbono com porcentagem de carbono entre 2 e 4%, contendo ainda outros elementos de liga como: manganês, fósforo, enxofre, níquel, cromo, molibdênio, cobre e silício. O silício, segundo Barella [27], atua como elemento grafitizante.

As principais propriedades dos ferros fundidos são a boa rigidez, resistência à compressão e o relativamente baixo ponto de fusão, o que possibilita a utilização da fundição como processo de fabricação [5, 27].

O carbono está presente nestas ligas, ligado ao ferro, como carboneto (principalmente a cementita) e como carbono livre (grafite) e são classificados conforme a variação de composição química e ao modo de como o material é processado. Existem basicamente 4 tipos de ferros fundidos [5, 27]:

- Ferro Fundido Cinzento;
- Ferro Fundido Branco;
- Ferro Fundido Maleável;
- Ferro Fundido Nodular ou Dúctil.

O ferro fundido nodular tem a maior importância na fabricação de eixos e virabrequins e será detalhado a seguir.

2.5.1 Ferro Fundido Nodular ou Dúctil

Como resultado de suas propriedades mecânicas favoráveis, os ferros fundidos nodulares ou dúcteis apresentam um crescimento considerável no que se refere à aplicação na fabricação de peças, desde que foi desenvolvido em 1948, e sua produção tem aumentado com o passar dos anos se comparada aos ferros fundidos maleáveis e aos aços fundidos. Apresentam propriedades como baixo ponto de fusão, boa fluidez e fusibilidade, elevada resistência ao desgaste e usinabilidade. Apresentam também características de elevada resistência mecânica, ductilidade e tenacidade, superando até mesmo alguns aços carbono comuns. Outra propriedade importante do ferro fundido nodular é sua resistência à fadiga, tornando-o altamente recomendável para peças críticas, utilizadas em condições de solicitações alternantes como virabrequins de motores automotivos e de compressores [28].

O ferro fundido nodular é usado em muitas aplicações estruturais, particularmente aquelas que requerem resistência e dureza combinada com boa usinabilidade e baixo custo de produção. A sua aplicação no processo de produção permite ao projetista [29]:

- Usar efetivamente a combinação de propriedades que são únicas do ferro fundido nodular;
- Combinar diversas funções (ou formas de componentes) em uma simples configuração integral;
- Aproveitar vantagens econômicas inerentes ao ferro fundido, o qual é o mais simples e direto dentre todos os vários processos.

As indústrias automotivas e de implementos agrícolas são as maiores usuárias de ferro fundido nodular. Em 1975 aproximadamente 55% de todo ferro fundido nodular produzido nos Estados Unidos era utilizado em aplicações automotivas. Por causa da alta confiabilidade e das vantagens econômicas, o ferro

fundido nodular é utilizado em virabrequins de automóveis, discos de freio, eixos de direção de automóveis, entre outras aplicações [29].

O fato dos ferros fundidos dúcteis apresentarem uma grande versatilidade em termos propriedades mecânicas é devido à morfologia da grafita. A grafita se apresenta na forma de nódulos que funcionam como “eliminadores” de trincas, o que confere sua ductilidade.

A forma da grafita torna-se nodular devido ao adição de agentes nodularizantes no metal fundido principalmente com certas ligas de Magnésio e Cério. Estes materiais, por possuírem baixo ponto de fusão, acabam por agitar o metal na forma líquida, pois evaporam devido à alta temperatura. Esta agitação proporciona o aglutinamento da grafita em forma de esfera [28].

A importância do controle da matriz sobre as propriedades mecânicas é evidenciada pela utilização do nome da matriz para caracterizar os diversos tipos de ferros fundidos, como mostra a Figura 2.22.

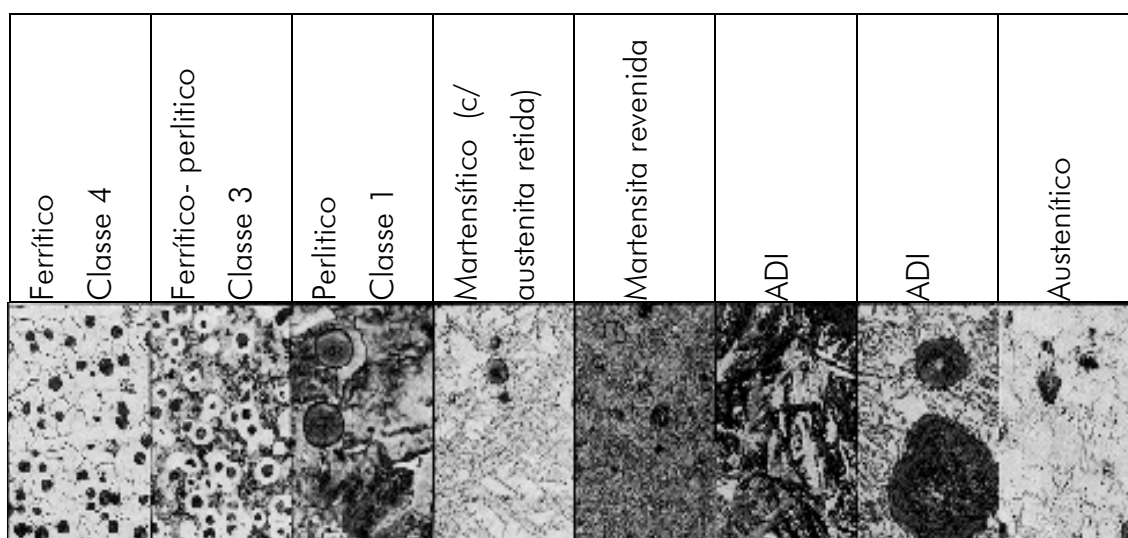


Figura 2.22 – Microestruturas dos diversos tipos de ferros fundidos nodulares [28]

Os ferros fundidos nodulares podem apresentar os seguintes componentes em sua matriz: ferrita, perlita, carbonetos e martensita [5].

A ferrita é um constituinte dúctil que apresenta uma resistência pequena e baixa dureza, e tem uma alta deformabilidade.

A perlita consiste de uma mistura de ferrita e lamelas duras de carbonetos, e é um componente comum da matriz com uma resistência intermediária.

Os carbonetos representam os constituintes duros dos ferros fundidos nodulares e têm usinabilidade ruim. Quando presentes em lamelas finas na perlita são facilmente cisalhados e estão em seu melhor estado em termos de usinabilidade.

A martensita é uma fase extremamente dura da matriz produzida para endurecer o ferro fundido nodular.

Na Tabela 2.1 é mostrada a composição química empregada para cada tipo de matriz dos ferros fundidos nodulares, sendo que os mesmos podem ser classificados em [28]:

Tabela 2.1 – Composição química geralmente utilizada para ferros fundidos nodulares [28]

tipo	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Ni %	Cu %	Cr %	Mo %	Sn %	Estrutura
1	4*	1,7 a 2,8	0,25 a 0,5	0,1*	0,1*	1 a 3	1,5	0,3	0,3	0,1	Perlítica
2	4*	1,6 a 2,8	0,3	0,1*	0,1*	0,5	0,15	0,1	0,1	0,02	Perlítico Ferrítico
3	4*	2,5*	0,2	0,05*	0,1*	0,8	--	--	--	--	Ferrítico Perlítico
4	4*	0,1*	0,1*	0,03*	0,1*	--	--	--	--	--	Ferrítica

* Teor máximo.

Ferríticos: As grafitas esferoidizadas na matriz ferrítica proporcionam um material com boa dutibilidade, boa resistência ao impacto e com resistência ao escoamento equivalente aos aços baixo carbono. Podem ser utilizados apenas na

condição bruta de fusão, entretanto pode também ser submetido ao tratamento térmico de recozimento de forma a melhorar a ductibilidade [28].

Ferrítico-perlíticos: É a classe mais comum de ferro fundido nodular, sendo utilizada na forma bruta de fusão. Apresentam propriedades mecânicas intermediárias entre as classes ferrítica e perlítica, com boa usinabilidade e baixo custo de produção [28].

Perlíticos: A grafita esferoidizada numa matriz perlítica resulta num material com elevada resistência mecânica, boa resistência ao desgaste, moderada dutibilidade e resistência ao impacto [28].

Grande parte dos ferros fundidos dúcteis são utilizados na condição bruta de fusão, embora classes de resistência elevada requeiram o tratamento térmico, como por exemplo [28]:

Martensíticos: apresentam estrutura martensítica (revenida) de elevada resistência mecânica e ao desgaste, entretanto com baixa tenacidade e ductibilidade.

Bainíticos: apresentam estrutura bainítica formada pela adição de elementos de liga ou de tratamento térmico resultando num material com propriedades de elevada dureza e resistência ao desgaste.

Austeníticos: a matriz austenítica é obtida mediante a adição de elementos ou tratamento térmico. Apresentam boa resistência à corrosão e oxidação, boa resistência mecânica e estabilidade dimensional em elevadas temperaturas.

Austemperados: a matriz é obtida pelo tratamento térmico de austêmpera. A microestrutura convencional é parcialmente transformada em ausferrita (ferrita e austenita de alto carbono) requerendo um tratamento térmico em estágios. Os ferros fundidos austemperados (ADIs) são materiais que combinam propriedades de resistência mecânica e ao desgaste elevadas se comparados a muitos aços forjados, sendo freqüentemente objeto de desenvolvimento de pesquisas [28].

2.5.2 Usinabilidade do Ferro Fundido Nodular

A usinabilidade não é uma propriedade intrínseca do material, mas preferivelmente de interações complexas entre o material da peça e várias

condições de corte com diferentes razões e diferentes condições de lubrificação. Com o termo usinabilidade são descritas todas as dificuldades que um material apresenta na sua usinagem. Tradicionalmente ela pode ser medida para determinar a relação entre a velocidade de corte e a vida da ferramenta por causa de fatores diretamente influenciados pela produtividade da máquina ferramenta e custos de usinagem. A usinabilidade é determinada pela microestrutura e pela dureza do material [5].

Na Tabela 2.2 são mostradas as propriedades dos ferros fundidos nodulares classificados segundo a norma DIN [27].

Tabela 2.2 – Propriedades dos ferros fundidos nodulares, conforme DIN [27]

Classe	Resistência à Tração kg/mm ²	Limite de Escoamento kg/mm ²	Alongamento %	Dureza Brinell	Módulo de Elasticidade kg/mm ²	Resistência ao Choque kg/cm ²	Resistência à Flexão kg/mm ²
GGG 45	45	35	5	160/240	17000	2	80/95
GGG 38	38	25	17	140/180		10	75/90
GGG 42	42	28	12	150/200	16500	8	80/90
GGG 50	50	35	7	170/240	a	6	85/100
GGG 60	60	42	2	210/300	18500	4	90/110
GGG 70	70	50	2	230/320		2	100/120

Para avaliar a usinabilidade geralmente são usados quatro critérios: vida da ferramenta, força de usinagem, qualidade superficial da peça e forma dos cavacos [5].

O comportamento da usinabilidade dos ferros fundidos é influenciado pela composição e pelos efeitos dos elementos de liga na formação da grafita ou de carbonetos [30].

Os ferros fundidos nodulares tem elevada tensão de resistência, equivalente ao ferro fundido com grafita lamelar, contudo para operações de torneamento com metal duro têm mostrado que levam a menores taxas de desgaste [30].

Nos ferros fundidos, a grafita esferoidal vem, nos últimos anos, substituindo a grafita lamelar em muitas aplicações por apresentar melhor usinabilidade. Nos ferros fundidos com grafita esferoidal, a grafita está presente em pequenas esferas no lugar das lamelas. De fato, durante o corte, ela tem um comportamento muito similar ao das lamelas nos ferros fundidos, e pode ser usinada de forma idêntica. A grafita esferoidal atua na fragilização do material no plano de cisalhamento e inicia a fratura, apresentando um efeito menor que a grafita lamelar, além de atuar como lubrificante. A grafita esferoidal forma cavacos preferivelmente em segmentos longos, mas estes são frágeis, facilmente quebram e muitos se aproximam das características dos ferros fundidos lamelares e dos aços [8].

Um dos problemas que se encontra algumas vezes na zona de cisalhamento da ferrita no ferro fundido esferoidal, é que, pelo fato da mesma ser extremamente dúctil, pode aderir à face da ferramenta quando usinada em altas velocidades de corte. Isto causa grandes esforços na ferramenta, temperaturas elevadas e piora a qualidade da superfície final. Este problema pode ser evitado usando um grande ângulo de incidência na ferramenta [8].

Algumas recomendações de velocidades de corte para se trabalhar em operações de fresamento com o ferro fundido nodular estão dadas na Tabela 2.3. Geralmente, as velocidades de corte recomendadas apresentadas nesta tabela são baseadas na vida de um gume com aproximadamente 2 horas de corte acumulado. Embora o termo “recomendado” seja usado, as condições deveriam ser consideradas não mais do que as condições nominais iniciais [29].

Tabela 2.3 – Recomendações de parâmetros de corte para o ferro fundido nodular em operações de fresamento [29]

	Velocidade de Corte [m/min]	
	HSS	Metal Duro
Matriz Ferrítica	15 – 38	60 – 120
Matriz Semi-perlítica	11 – 20	53 – 105
Matriz Perlítica	11 – 20	53 – 105

2.6 Forças na Usinagem

O conhecimento da grandeza e direção da força de usinagem, respectivamente suas componentes F_c , F_f e F_p (Figura 2.23), é de importância no projeto dos elementos de máquinas-ferramentas, como acionamentos, guias, mancais, sistemas de fixação das ferramentas e dispositivos de fixação das peças, na determinação dos parâmetros de corte para o planejamento dos trabalhos de usinagem, no conhecimento dos fenômenos que ocorrem durante o processo de corte, no esclarecimento dos mecanismos de desgaste e na estimativa da precisão atingível durante a usinagem sob determinadas condições de corte [3, 4, 31-36].

2.6.1 Fundamentos

A força de usinagem (F) é a força total que atua sobre uma cunha cortante durante o processo. No caso do torneamento, as componentes da força de usinagem podem ser decompostas geometricamente, como se observa na Figura 2.23, em força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p).

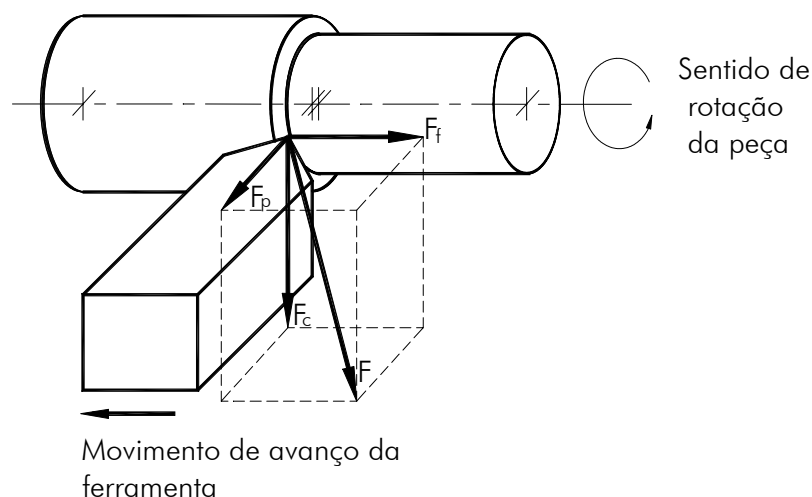


Figura 2.23 – Componentes da força de usinagem [4]

Onde:

F – Força de usinagem.

No torneamento e em todas as demais operações de usinagem, é válida a seguinte relação entre a área da seção de usinagem e a força principal de corte F_c , como mostra a equação 2.

$$F_c = k_c \cdot A = k_c \cdot a_p \cdot f \quad (2)$$

Onde:

k_c – Força específica de corte;

A – Área da seção de usinagem;

a_p – Profundidade de corte;

f – Avanço.

Baseados em resultados experimentais, vários pesquisadores propuseram equações analíticas relacionando a força específica de corte k_c com as diversas grandezas que a influenciam. Um dos primeiros foi Taylor (1908) e após ele outros, como Schlesinger, Friederich, Hippler, AWF, ASME, Kronnenberg, Boston & Kraus, Schallbroch, Okoshi & Okochi, Hucks, Opitz & Victor e Kienzle [34]. Analisando a

Figura 2.24, têm-se as seguintes relações para a largura de usinagem (b) (equação 3) e para a espessura de usinagem (h) (equação 4), em função do avanço, profundidade de corte e do ângulo de direção do gume, respectivamente.

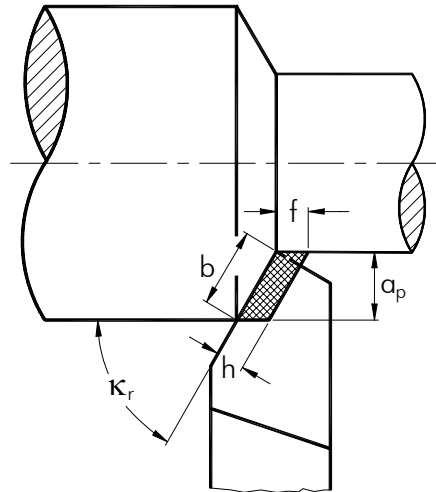


Figura 2.24 – Parâmetros utilizados na determinação da força de corte [4]

Onde:

a_p – Profundidade de corte;

b – largura de usinagem;

κ_r – Ângulo de direção do gume.

Sendo:

$$h = f \cdot \text{sen } \kappa_r \quad (3)$$

e

$$b = \frac{a_p}{\text{sen } \kappa_r} \quad (4)$$

Deste modo a equação da força de corte pode ser reescrita pela equação 5.

$$F_c = k_c \cdot h \cdot b \quad (5)$$

A partir de dados experimentais, Kienzle determinou os coeficientes característicos do modelo de força por meio da representação gráfica linearizada, em escala bilogarítma, da variação da relação F_c/b em função de h , como mostra a Figura 2.25.

A partir da equação geral da reta, $y=ax+b$, pode-se determinar a equação da curva que descreve o comportamento dos dados experimentais de força, como mostra a equação 6, a seguir:

$$\log\left(\frac{F_c}{b}\right) = \log(k_{c1.1}) + (1 - m_c) \cdot \log(h) \quad (6)$$

Onde:

$k_{c1.1}$ – Força específica de corte para uma área de $1 \times 1 \text{ mm}^2$;

$(1 - m_c)$ – Expoente da equação de Kienzle.

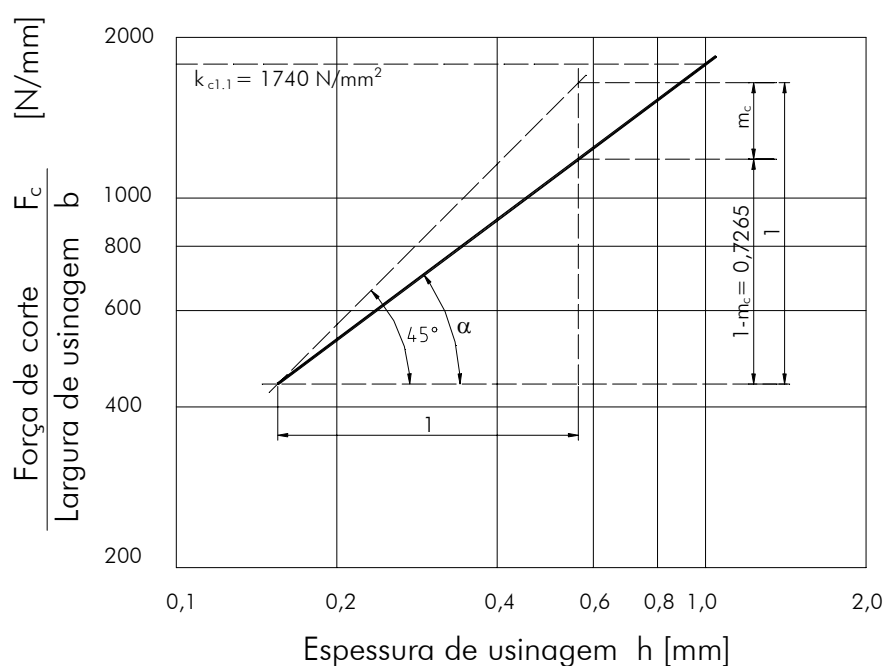


Figura 2.25 – Gráfico para determinação de $k_{c1.1}$ e $(1 - m_c)$

Tomando uma espessura de usinagem $h = 1 \text{ mm}$, juntamente com a propriedade logarítmica que, $\log(1) = 0$, o valor de F_c/b , para $h = 1$, representa a força específica de corte para uma seção de cavaco $b \times h = 1 \text{ mm}^2$, como mostra a equação 7.

$$\frac{F_c}{b} = k_{c1.1} \quad (7)$$

A equação da reta pode ser escrita como mostrado a seguir (equação 8):

$$\frac{F_c}{b} = k_{c1.1} \cdot h^{(1-m_c)} \quad (8)$$

Esta equação pode ser rescrita da seguinte forma (equação 9):

$$F_c = k_{c1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_c)} \quad (9)$$

Desta equação pode-se tirar a relação que descreve a variação da força específica em função da espessura de usinagem, equação 10:

$$k_c = \frac{k_{c1.1}}{h^{m_c}} \quad (10)$$

3 MODELAGEM E SIMULAÇÃO

3.1 Definição de Simulação

A simulação consiste na utilização de um modelo, que através de determinadas técnicas, permita reproduzir o funcionamento do processo ou sistema real em estudo [37].

Segundo Schriber *apud* Freitas [37], “simulação implica na modelagem de um processo ou sistema, de tal forma que o modelo imite as respostas do sistema real numa sucessão de eventos que ocorrem ao longo do tempo”. Em uma definição mais completa, Pedgen *apud* Freitas [37] define simulação como “o processo de projetar um modelo computacional de um sistema real e conduzir experimentos com este modelo com o propósito de entender seu comportamento e/ou avaliar estratégias para sua operação”.

Pritsker *apud* Colmanetti [38] define simulação como sendo um processo que consiste em criar um modelo de forma lógica e matemática de um sistema real e de experimentá-lo com o auxílio de um computador, o que permite obter conclusões sobre sistemas sem construí-los, se forem novos, e sem perturbá-los, se existentes.

Atualmente, entende-se simulação não só como um modelo, mas também como todo o método experimental que se segue, buscando:

- Descrever o comportamento do sistema;
- Construir teorias e hipóteses considerando as observações efetuadas;
- Usar o modelo para prever o comportamento futuro, isto é, os efeitos produzidos por alterações no sistema ou nos métodos empregados em sua operação.

3.1.1 Importância da Simulação

A simulação de modelos permite inferir questões do tipo “O que aconteceria se?”. Talvez o principal apelo deste tipo de ferramenta seja que tais questões

podem ser respondidas sem que os sistemas sob observação sofram qualquer perturbação, uma vez que os estudos podem ser realizados no computador. Mais ainda, segundo Carvalho *apud* Freitas [37], a simulação computacional permite estudar, sem que seja necessário construir ou modificar o sistema real, através da construção de um modelo, permitindo o desenvolvimento de projetos eficientes antes que qualquer mudança física tenha sido iniciada. Este estudo simulado permite economia de tempo e recursos no desenvolvimento de projetos, trazendo ganhos de produtividade e qualidade. A Figura 3.1 mostra, de forma esquemática, a idéia do modelo e do processo experimental [37].

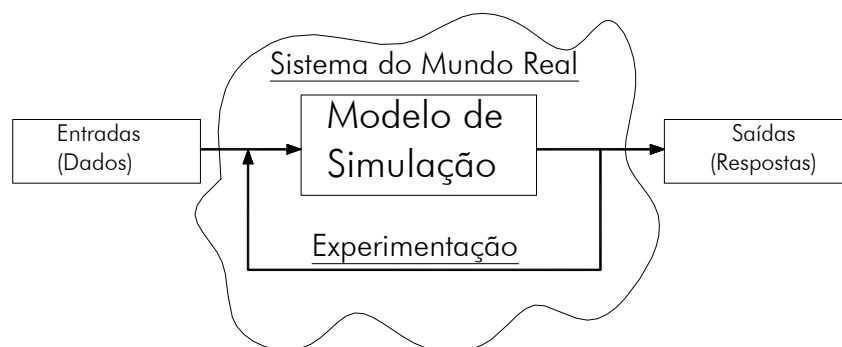


Figura 3.1 – Representação esquemática de um modelo de sistema [37]

Normalmente costuma-se desenvolver e experimentar com modelos de simulação objetivando o encaminhamento de uma solução a um dado problema. As razões mais comuns para se experimentar com modelos simulados são as seguintes [37]:

- *Sistema modelado ainda não existe*: Neste caso a simulação poderá ser usada para planejar o futuro sistema;
- *Experimentar com o sistema real é dispendioso*: O modelo poderá indicar a viabilidade ou não de implementação do sistema real, com custos muito menores;
- *A experimentação com o sistema real é inapropriada*: Quando é inviável a realização de testes com o sistema real.

3.1.2 Tipos de Modelos

A modelagem de um sistema dependerá, fundamentalmente, do propósito e da complexibilidade do sistema sob investigação. São vários os tipos de modelos que podem ser empregados, tais como modelos: matemáticos ou físicos, estáticos ou dinâmicos, determinísticos ou estocásticos, segundo Colmanetti [38], além de descritivos, estatísticos e do tipo entrada e saída [37].

De uma maneira geral, a modelagem de operações de usinagem objetiva a obtenção de boa performance do processo, de qualidade da peça e obtenção de alta produtividade e/ou baixos custos de produção através do projeto e controle da operação [39].

Modelos de operações de usinagem podem ser usados para:

- Projeto e planejamento de processos;
- Otimização de processos;
- Controle de processos;
- Simulação de processos;
- Projeto de equipamentos.

Baseado nos parâmetros característicos de usinagem, os modelos podem ser classificados nos seguintes tipos Tabela 3.1 [39]:

Tabela 3.1 – Tipo de modelo [39]

Tipo	Entrada
A	Resultado de usinagem
B	Condições de processo

De acordo com o aspecto das operações de usinagem, o modelos existentes podem ser classificados como mostra a Tabela 3.2 [39].

Tabela 3.2 – Classificação dos modelos em operações de usinagem [39]

Modelamento (aspectos/elementos)	Tipo do modelo
Força de corte (força/torque/potência)	B
Cavaco (forma/quebra do cavaco)	B
Ferramenta (desgaste/vida)	A
Tensões (esforço)	B
Superfície (rugosidade/integridade)	A
Temperatura	B
Componente (precisão)	A
Vibração	B

3.1.3 Passos da Simulação

O processo de simulação segue uma seqüência lógica, sendo esta determinada através de alguns passos. Segundo alguns autores como Porto *apud* Colmanetti [40], a aplicação da simulação em vários tipos de sistemas com diferentes tipos de estudos resulta em variações na maneira de se realizar a simulação. Ingels, Pedgen *et al.*, Scriber, Harrel *et al.*, Printske e Banks *et al. apud* Colmanetti [38] definem os passos básicos para a simulação como sendo [38]:

- Identificação do problema;
- Planejamento do estudo;
- Formulação do modelo (modelagem);
- Elaboração do algoritmo e construção do programa para o modelo;
- Definição das variáveis de entrada;
- Simulação do programa;
- Avaliação dos resultados;
- Proposição de novos experimentos;
- Documentação;
- Implementação.

Banks *et al.* apud Colmanetti [38] ilustram a sistematização do processo de simulação como mostra a Figura 3.2 [38].

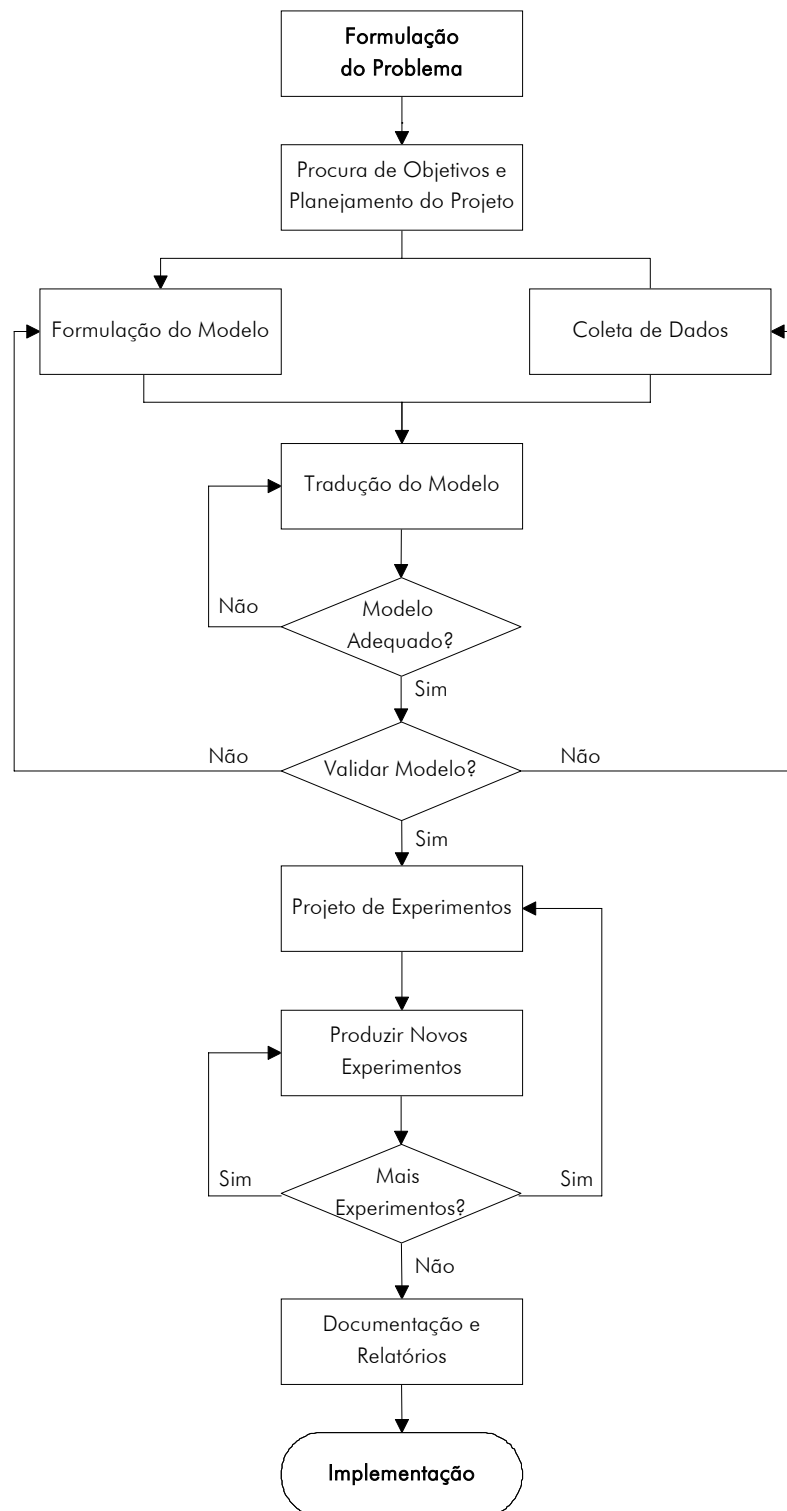


Figura 3.2 – Sistematização do processo de simulação [38]

3.1.4 A simulação na usinagem

O campo de aplicação da modelagem e simulação dentro da área de usinagem é muito vasto levando-se em consideração que há muitas operações diferentes de usinagem, e que, para cada operação é possível modelar muitos aspectos diferentes e com técnicas diferentes [41, 42].

Atualmente cerca de 31% dos estudos sobre modelagem e simulação computacional dos processos de usinagem se referem ao processo de torneamento, seguido por fresamento com 24% e furação com 13% [41, 43].

O torneamento é um dos processos mais simulados e mais fáceis de serem modelados, por ser um processo contínuo e possuir apenas uma cunha de corte. No torneamento, a simulação computacional é utilizada para se estudar quebra e desgaste de ferramenta, dinâmica do processo, precisão da máquina-ferramenta, comportamento térmico da ferramenta, forças de usinagem, torneamento com ferramenta de diamante de gume único, desgaste na ferramenta e operação de acabamento [41, 44].

No fresamento, os temas estudados vão desde a modelagem de forças de fresamento até simulação de estratégias de fresamento a fim de se obter os melhores resultados de uma superfície. Há modelos que descrevem bem o comportamento das forças de usinagem em processos de fresamento de topo, fresamento periférico, com fresa esférica, com fresa helicoidal, com dentes retos etc. Estuda-se também a resposta dinâmica no processo, projeto de ferramenta e porta-ferramentas, desgaste das ferramentas, análise das forças de corte, problemas térmicos no fresamento, projeto de uma fresa, fresamento plano, de topo, helicoidal, de acabamento e fresamento de paredes finas [41, 44].

No processo de retificação é necessária uma grande quantidade de energia por unidade de material removido comparado a outros processos de usinagem. Praticamente toda essa energia é transformada em calor na região de corte gerando altas temperaturas na peça e na ferramenta. Essas altas temperaturas geradas e seus efeitos são os principais objetos de estudo das simulações nesse processo [41, 45].

Também são estudados na retificação, além dos problemas térmicos, a interação máquina-ferramenta, retificação e transformação de fase, tensões residuais na retificação, projeto de rebolos, fratura em rebolos, rebolos abrasivos e super-abrasivos, rebarbas na retificação, avanço lento, altas velocidades e altíssimas velocidades de retificação.

Na lapidação há uma estreita relação dos fatores tecnológicos, geométricos, dinâmicos e cinemáticos. Mudando-se os fatores cinemáticos, velocidade e aceleração da peça, a fim de aumentar a produtividade, automaticamente muda-se a precisão e qualidade superficial da peça. Crichigno Filho [41, 46] estudou a simulação do desgaste do disco de lapidação e da peça lapidada.

4 SIMULAÇÃO DA CINEMÁTICA DO PROCESSO DE FRESAMENTO EXTERNO DE VIRABREQUINS

Para que se consiga a simulação de um processo de modo satisfatório deve-se empregar um modelo que reproduza, da maneira mais fiel possível, o processo real.

A modelagem da cinemática do processo de fresamento externo consistiu em adotar algumas considerações com o objetivo de simplificar os cálculos e a visualização dos parâmetros do processo e seus respectivos valores ou variações, sem comprometimento à fidelidade da reprodução.

4.1 Modelagem da Cinemática do Processo de Fresamento Externo

A modelagem da cinemática do processo de fresamento externo excêntrico de munhões de virabrequim pode ser feita a partir da observação do movimento relativo existente entre o virabrequim e a ferramenta de corte. O equacionamento dos movimentos é complexo devido ao fato da usinagem ser realizada fora da linha de centro de giro. Ou seja, o centro de rotação do munhão não coincide com o centro de giro do virabrequim, sendo necessário um movimento linear de avanço e recuo da ferramenta em relação ao virabrequim com o objetivo de manter uma distância (L) constante entre o centro da ferramenta e o centro do munhão, de maneira que o diâmetro do munhão se mantenha constante.

A cinemática do processo de corte pode ser descrita através da trajetória de um gume em relação ao centro do virabrequim, da trajetória de um gume em relação ao centro do munhão e das velocidades envolvidas no processo.

A Figura 4.1 mostra esquematicamente a cinemática do processo de corte para o fresamento externo concordante para um determinado intervalo de tempo. Nesta figura pode-se visualizar o centro do virabrequim (ponto V), onde está fixo o sistema de referência, a variação do posicionamento do centro do munhão (ponto P) do instante 0 até o instante 1, a variação do posicionamento do centro da ferramenta (ponto F) do instante 0 até o instante 1, a variação do posicionamento

de um gume (ponto S) do instante 0 até o instante 1 e os vetores das velocidades que atuam durante o processo de corte.

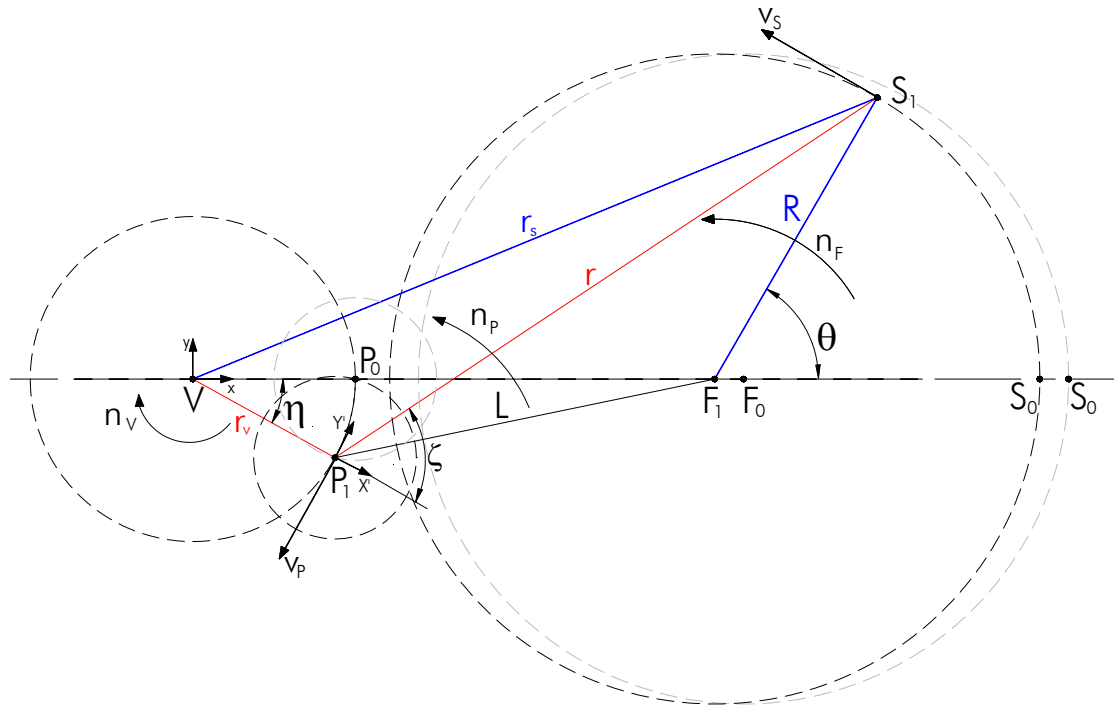


Figura 4.1 – Representação esquemática da cinemática do processo de fresamento externo discordante de munhão

Onde:

- n_v – Rotação do virabrequim;
- n_p – Rotação relativa da ferramenta ao redor do munhão;
- V – Centro do virabrequim;
- P_0 – Posição inicial do centro do munhão no instante $t = 0$;
- P_1 – Posição do centro do munhão no instante $t = 1$;
- F_0 – Posição inicial do centro da ferramenta no instante $t = 0$;
- F_1 – Posição do centro da ferramenta no instante $t = 1$;
- S_0 – Posição inicial do gume da ferramenta no instante $t = 0$;
- S_1 – Posição do gume da ferramenta no instante $t = 1$;
- L – Distância entre o centro da ferramenta (F) e o centro do munhão (P);

- r_v – Distância entre o centro do munhão e o centro do virabrequim;
- r – Distância entre o centro do munhão (V) e o gume da ferramenta (S);
- r_s – Distância entre o centro do virabrequim (V) e o gume da ferramenta (S);
- v_p – Velocidade tangencial do centro do munhão;
- v_s – Velocidade tangencial de um gume da ferramenta;
- θ – Ângulo de giro de um gume da ferramenta;
- η – Ângulo de giro do virabrequim;
- ζ – Ângulo de giro de um gume da ferramenta ao redor do munhão.

O fresamento externo de munhões de virabrequim pode ser concordante ou discordante. O discordante caracteriza-se por um movimento de avanço em sentido contrário ao movimento de corte, ou seja, o virabrequim gira no sentido anti-horário (movimento de avanço) tal como a ferramenta (movimento de corte), conforme a Figura 4.2. Tomando o centro do munhão como referência (x' , y'), o centro da ferramenta descreve uma trajetória circular no sentido horário ao redor do mesmo. Já o concordante caracteriza-se por um movimento de avanço no mesmo sentido do movimento do corte, sendo que o virabrequim gira no sentido horário (movimento de avanço), enquanto que a ferramenta gira no sentido anti-horário (movimento de corte), como mostra a Figura 4.3. Tomando-se novamente o centro do munhão como referência, o centro da ferramenta descreve uma trajetória circular no sentido anti-horário ao redor do munhão.

A trajetória de um gume, tanto para o corte concordante como para o discordante, pode ser descrita em relação ao centro do virabrequim ou em relação ao centro do munhão.

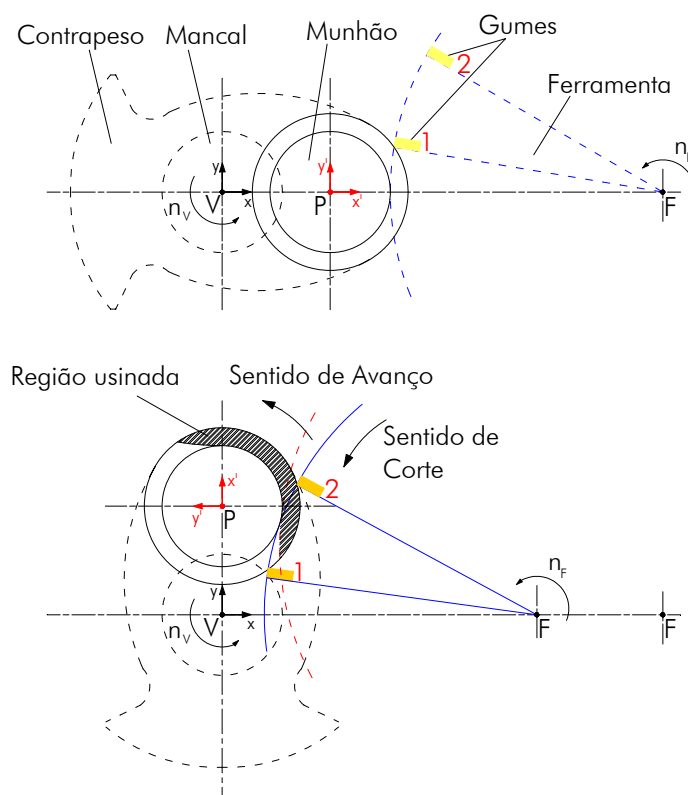


Figura 4.2 – Representação esquemática do processo de fresamento discordante de munhões de virabrequim

4.1.1 Trajetória de um Gume em Relação ao Centro do Virabrequim

A trajetória descrita por um gume montado no disco de fresar adotando o sistema de referência fixo no centro do virabrequim é a mesma para o fresamento concordante e discordante.

Tomando o sistema de referência fixo no centro do virabrequim e levando em conta que o virabrequim gira no sentido anti-horário, para o caso do fresamento discordante ou no sentido horário para o concordante, e que o disco de fresar gira no sentido anti-horário em conjunto com um movimento linear de aproximação e afastamento em relação ao centro do virabrequim, um gume montado na periferia do disco de fresar descreve uma trajetória em espiral se observado do centro do virabrequim.

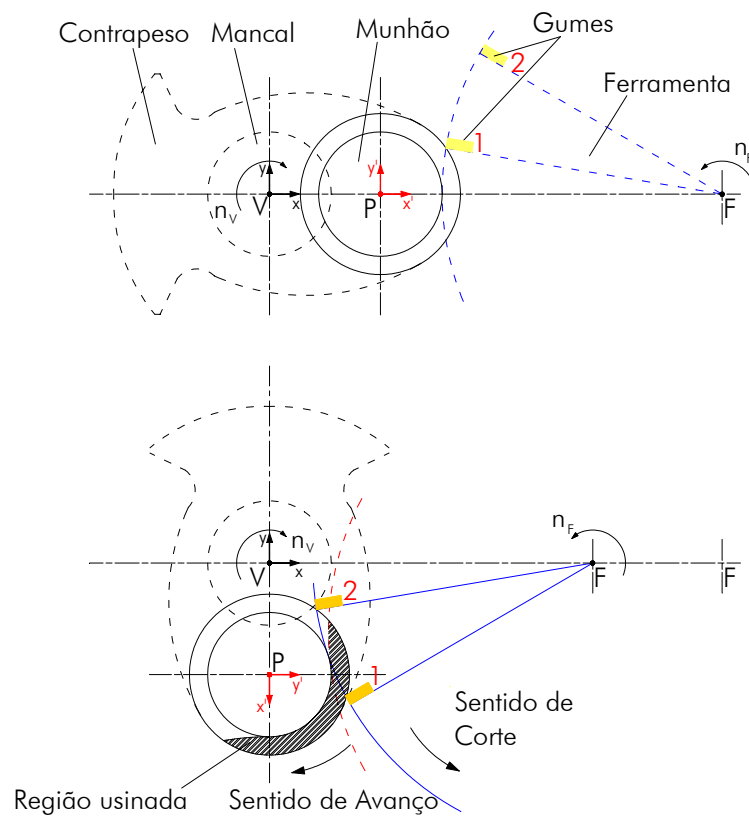


Figura 4.3 – Representação esquemática do processo de fresamento concordante de munhões de virabrequim

Na Figura 4.4 observa-se esquematicamente o processo de fresamento externo do munhão que servirá de base para descrever os movimentos relativos entre o virabrequim e a ferramenta para o processo de fresamento concordante.

Para cada incremento angular θ dado no disco de fresar, no mesmo intervalo de tempo t , o virabrequim sofre um incremento angular η equivalente, como mostram as equações 11 e 12 a seguir:

$$\eta = n_v * t \quad (11)$$

$$\theta = n_f * t \quad (12)$$

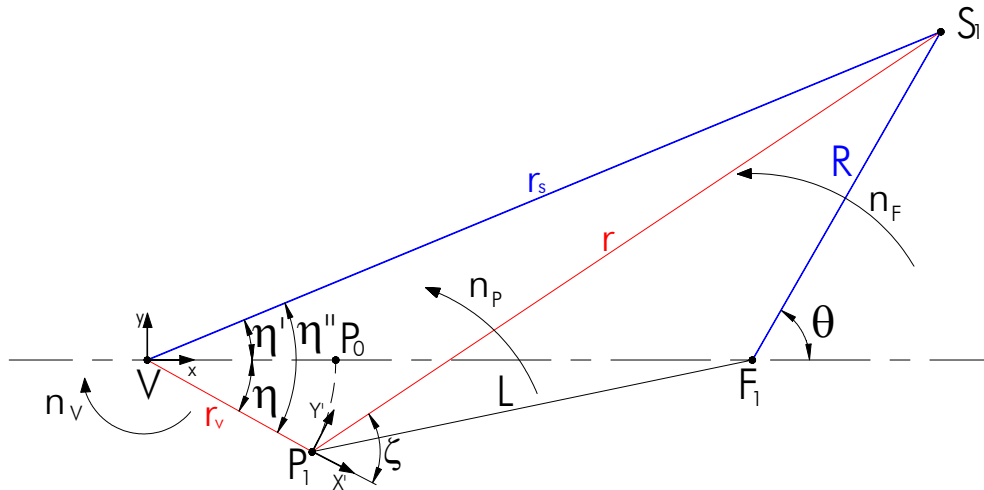


Figura 4.4 – Esquema do modelo empregado para descrição da trajetória no corte concordante

Onde:

η' – Ângulo de posição do raio r_s ;

η'' – Ângulo entre o raio r_v e o raio r_s .

No processo de corte o giro do virabrequim pode ser relacionado ao giro da ferramenta pela equação 13 mostrada a seguir:

$$\eta = \frac{n_V}{n_F} * \theta \quad (13)$$

Na Figura 4.5 está mostrado o raio r_s , que representa a distância entre um gume e o centro do virabrequim e o ângulo η' , que representa a variação angular do gume em relação ao sistema de referência.

O raio r_s e o ângulo η' podem ser calculados em função do ângulo de giro θ' , da ferramenta, através das equações 14 e 15:

$$r_s^2 = R^2 + \overline{VF}^2 + 2 \cdot R \cdot \overline{VF} \cdot \cos \theta' \quad (14)$$

$$\eta' = \arcsen \left[\frac{R}{r_s} \cdot \sen(\theta') \right] \quad (15)$$

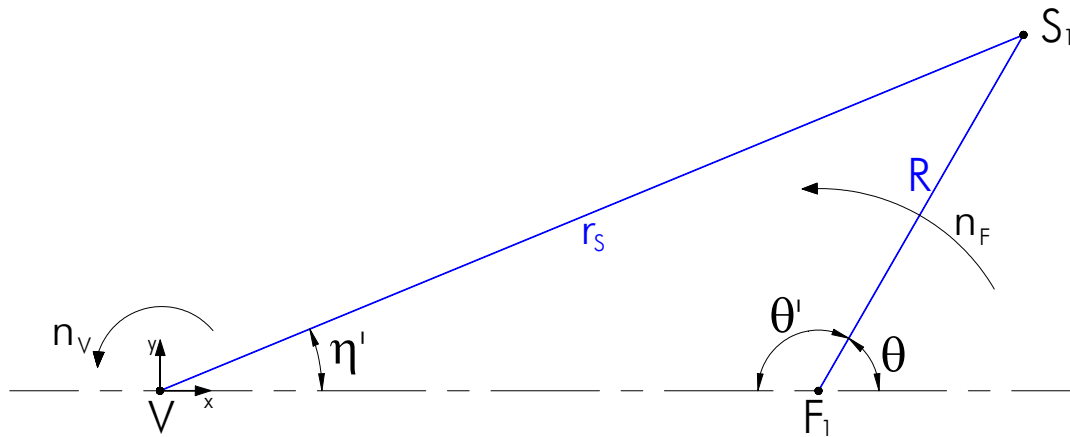


Figura 4.5 – Representação esquemática para determinação da trajetória de um gume em relação ao centro do virabrequim

A partir do modelo cinemático construído e das equações determinadas acima, foi possível simular a trajetória descrita por um gume do disco de fresar, em relação ao centro do virabrequim, sendo que esta trajetória é a mesma para o fresamento concordante e discordante, conforme mostra a Figura 4.6.

4.1.2 Trajetória de um Gume em Relação ao Centro do Munhão

Para descrever a trajetória de um gume do disco de fresar, tomando como referência o centro do munhão, o sistema de referência deve ser deslocado do centro do virabrequim (x, y) para o centro do munhão (x', y') , como mostra a Figura 4.7.

Para um dado intervalo de tempo o posicionamento de um gume, em relação ao referencial no centro do munhão, pode ser descrito pelo ângulo de giro do gume ζ e o raio r , Figura 4.7.

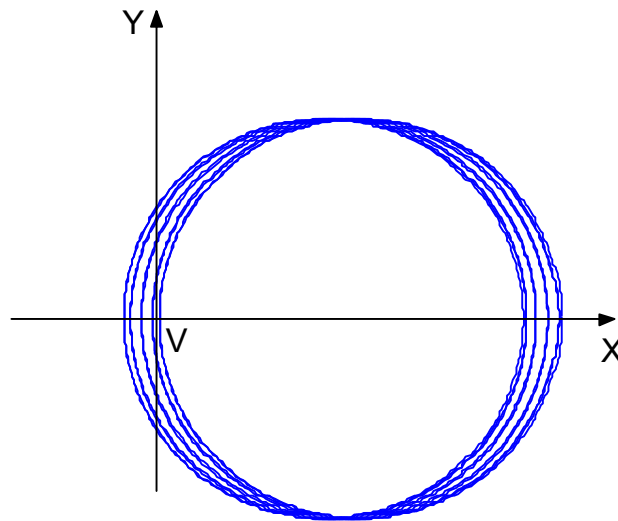


Figura 4.6 – Trajetória descrita por um gume em relação ao centro do virabrequim para o fresamento concordante e discordante

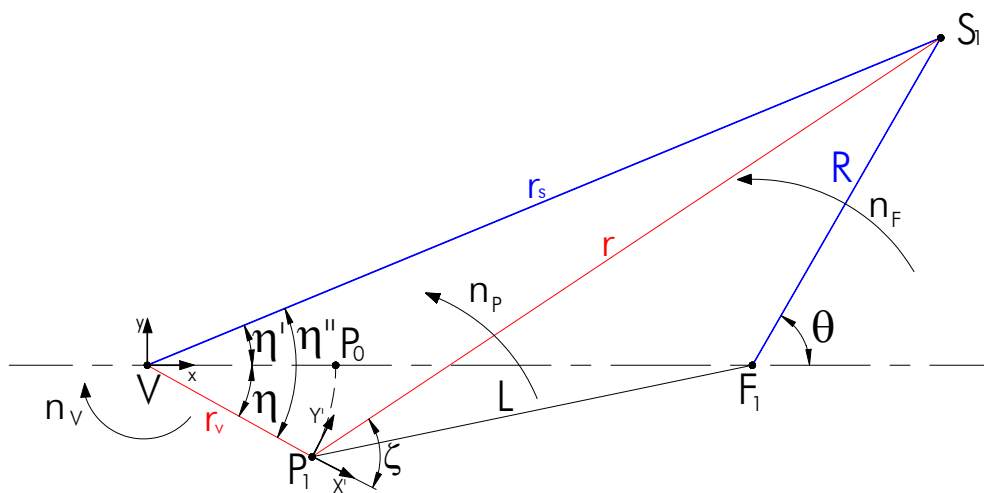


Figura 4.7 – Representação esquemática para determinação da trajetória em relação ao centro do munhão para o fresamento concordante

A distância de um gume em relação ao centro do munhão pode ser determinada pela equação 16, em função do ângulo η'' (equação 17).

$$r^2 = r_v^2 + r_s^2 - 2 \cdot r_v \cdot r_s \cdot \cos(\eta'') \quad (16)$$

Onde:

$$\eta'' = \eta + \eta' \quad (17)$$

O ângulo de giro de um gume da ferramenta (ζ) em relação ao referencial fixo no centro do munhão (x', y') é descrito em função da velocidade rotação n_p e do tempo de usinagem, equação 18.

$$\zeta = n_p \cdot t \quad (18)$$

Para simplificar a simulação é interessante, ao invés de escrever o ângulo de giro em função do tempo, relaciona-lo com o ângulo de giro da ferramenta (θ), equação 19.

$$\zeta = \frac{n_p}{n_F} \cdot \theta \quad (19)$$

Com isso a trajetória da ferramenta de corte pode ser analisada em função do giro da ferramenta.

A partir do modelo cinemático, com o referencial no centro do munhão, e a implementação das equações 16 e 19, foi possível simular as trajetórias descritas por um gume nos processos de fresamento concordante e discordante.

Na Figura 4.8 está mostrada, de forma ilustrativa, a trajetória descrita por um gume do disco de fresar no processo de fresamento concordante, sendo possível visualizar os pontos de início e fim do movimento.

A trajetória que um gume montado no disco de fresar descreve para o corte discordante no fresamento externo do munhão é mostrada na Figura 4.9.

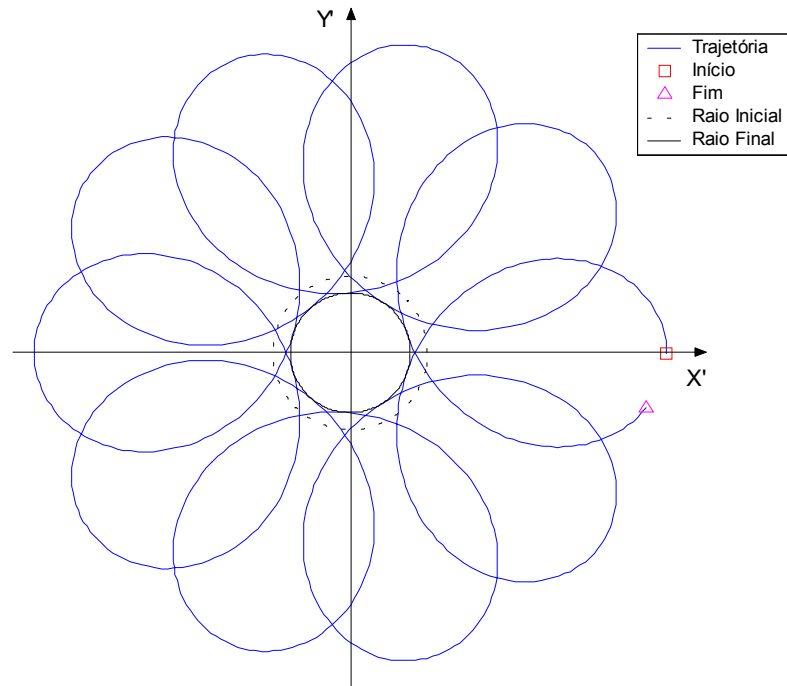


Figura 4.8 – Trajetória da ferramenta no corte discordante em relação ao centro do munhão

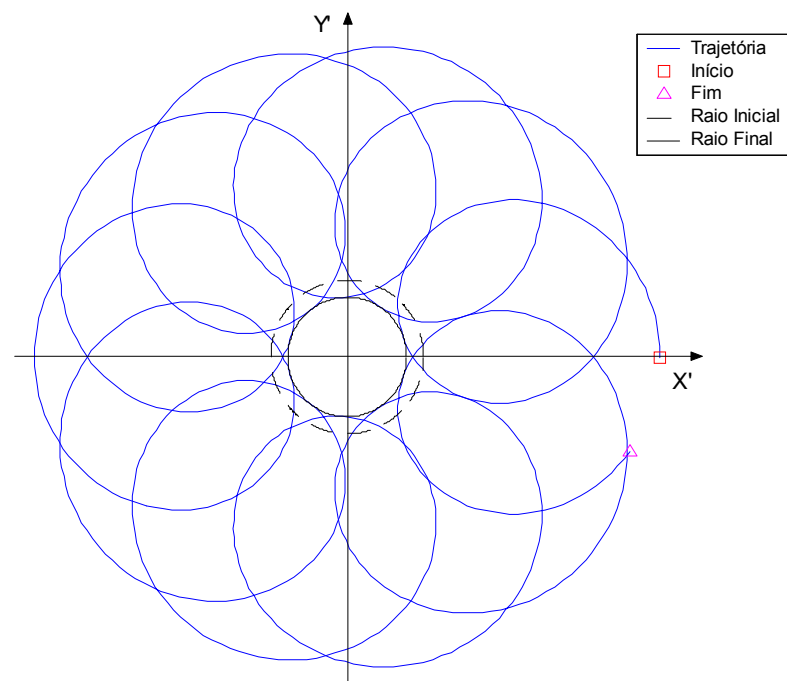


Figura 4.9 – Trajetória da ferramenta no corte concordante em relação ao centro do munhão

A Figura 4.8 e a Figura 4.9 são meramente ilustrativas, sendo que as dimensões e os parâmetros utilizados não são os mesmos adotados no restante deste trabalho. A relação entre os diâmetros do munhão e da ferramenta foi alterada para uma melhor visualização das trajetórias descritas.

4.1.3 Determinação da Variação da Espessura de Usinagem

Para a determinação da forma e da variação da espessura de usinagem foi utilizado o modelo cinemático empregado para modelagem do processo de fresamento externo concordante. Todo o detalhamento mostrado para o fresamento concordante foi também utilizado para o desenvolvimento da modelagem do fresamento discordante.

O modelo matemático desenvolvido é baseado nas observações feitas sobre o processo de fresamento externo de munhões de virabrequim, com relação à trajetória descrita pela ferramenta durante o corte. Nesta etapa serão consideradas as trajetórias descritas por gumes subseqüentes atuando na região de corte. A geometria do cavaco pode ser definida pela sobreposição dessas trajetórias em conjunto com a geometria da peça.

Para a concepção do modelo matemático que representa a trajetória da ferramenta e a espessura de usinagem durante a fabricação do munhão, relativo ao corte concordante, foram definidas as variáveis de entrada e saída do modelo cinemático, e também algumas considerações e simplificações necessárias para viabilização, implementação e simulação do modelo.

Na Figura 4.10 estão mostradas, esquematicamente, as trajetórias descritas por dois gumes sucessivos que atuam durante o processo de formação do cavaco.

O ângulo de engajamento do gume no munhão θ_{IC} é o ângulo que define o início de contato do gume com a peça (munhão), conforme mostra a Figura 4.10 e pode ser calculado pela equação 20. Este ângulo serve para definir os limites de início e fim da região de corte, em relação à ferramenta.

$$\theta_{IC} = \arccos\left(\frac{R^2 + L^2 - r_m^2}{2 \cdot R \cdot L}\right) \quad (20)$$

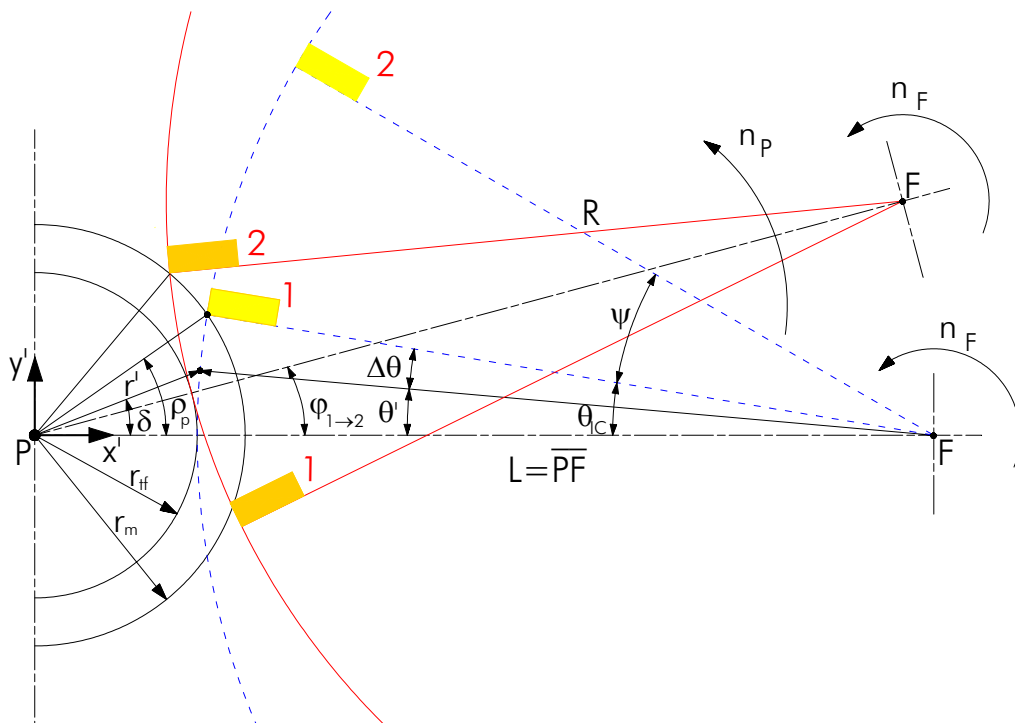


Figura 4.10 – Modelo cinemático e variáveis utilizadas na modelagem do processo de fresamento externo de munhões

Onde:

- θ_{IC} – Ângulo de engajamento do gume no munhão em relação a ferramenta;
- θ' – Ângulo que varia de θ_{IC} até $-\theta_{IC}$, e que define a posição de um gume em relação ao centro da ferramenta;
- $\Delta\theta$ – Variação angular de um gume em relação ao centro da ferramenta;
- δ – Ângulo de posicionamento do gume da ferramenta em relação ao centro do munhão para a confecção das trajetórias de corte;
- ψ – Ângulo entre dois gumes sucessivos;
- r_{ff} – Raio teórico final do munhão;
- r_m – Raio inicial do munhão;
- r' – Raio de posicionamento do gume da ferramenta em relação ao centro do munhão para a confecção das trajetórias de corte.

A trajetória de um gume da ferramenta é descrita através do raio e do ângulo de posicionamento do gume em relação ao centro do munhão. O raio de posicionamento r' do gume é dado pela equação 21, em função do ângulo θ' que varia de θ_{IC} até $-\theta_{IC}$.

$$r'(i) = \sqrt{R^2 + L^2 - 2 \cdot R \cdot L \cdot \cos(\theta'(i))} \quad (21)$$

O ângulo de posicionamento δ de um gume da ferramenta é então modelado e calculado, em relação ao centro do munhão, pela equação 22.

$$\delta(i) = \arcsen\left(\frac{R}{r' \cdot \sin(\theta'(i))}\right) - \varphi \cdot n - \left[\left(\frac{\omega_P}{\omega_F}\right) \cdot (\theta'(i) - \theta_{IC})\right] \quad (22)$$

Através do ângulo e do raio de posicionamento da ferramenta, que descreve as trajetórias de corte, é possível construir a trajetória que um gume descreve durante o processo de corte.

A Tabela 4.1 apresenta as variáveis de entrada escolhidas para o modelo cinemático de acordo com as possibilidades de variação dos parâmetros de corte e da geometria da peça e da ferramenta.

Tabela 4.1 - Variáveis de entrada do modelo cinemático

n_F	- Rotação da ferramenta;
n_v	- Rotação do virabrequim;
a_e	- Penetração de trabalho;
r_v	- Distância entre o centro do munhão e do virabrequim;
r_m	- Raio inicial do munhão;
R	- Raio da ferramenta;
ψ	- Ângulo entre dois gumes sucessivos.

Já as variáveis de saída do modelo cinemático estão mostradas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 - Variáveis de saída do modelo cinemático

h	- Espessura de usinagem;
l_c	- Comprimento de contato;
$h_{m\acute{a}x}$	- Maior espessura de usinagem.

Na análise do processo de corte no fresamento externo o centro do munhão foi considerado o referencial fixo no sistema peça-ferramenta, ou seja, o centro do disco de corte gira em torno do munhão com a mesma velocidade angular que a do virabrequim, e a velocidade angular do disco de corte em torno do seu eixo é mantida a mesma (n_f). Esta consideração apresenta um erro, pois o movimento de translação do centro do munhão não é avaliado na velocidade angular relativa do disco de corte em torno do munhão quando este é considerado o referencial fixo. Para uma condição de usinagem utilizada na indústria, por exemplo, onde a relação n_f/n_v é de aproximadamente 10, a distância entre o centro do munhão e do eixo do mancal principal é de 40,3 mm, o raio do disco de corte de 375 mm e o do munhão de 22,6 mm, tem-se um erro na velocidade angular relativa do disco de corte em torno do munhão de aproximadamente 10%.

As trajetórias descritas pelas ferramentas do disco de corte na usinagem do munhão são utilizadas na modelagem matemática da espessura de usinagem. Estas trajetórias foram calculadas a partir dos parâmetros de entrada e das variáveis apresentadas na Figura 4.10.

Na Figura 4.11 está mostrada de forma esquemática a variação da espessura de usinagem gerada pela passagem do primeiro gume, considerando que o movimento relativo entre o centro da ferramenta e o centro do munhão tem início quando o gume entra em contato com a peça.

Nesta mesma figura (Figura 4.11), pode-se definir o raio (R') como a distância entre o centro da ferramenta (F) e um ponto que percorre a trajetória delimitada pelo raio do munhão (r_m), em relação ao centro da ferramenta. Este

Onde i representa o i ésimo ponto da trajetória descrita pelo gume durante o processo de corte.

Para simplificar o cálculo da variação total da espessura de usinagem causada pela passagem de gumes subseqüentes, o cavaco teórico foi dividido em duas regiões, região 1 e região 2, como mostra a Figura 4.12.

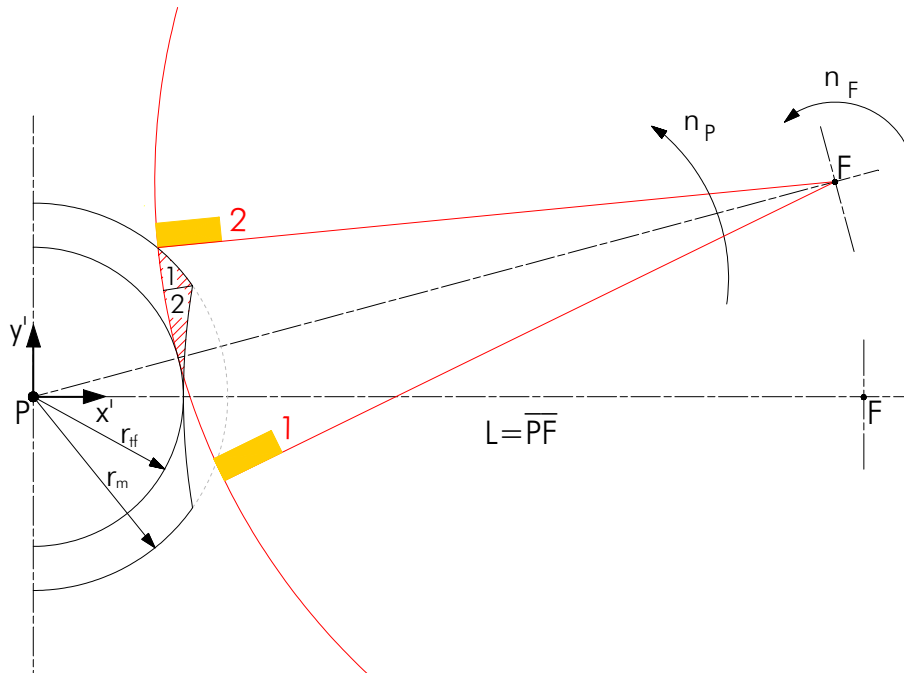


Figura 4.12 – Forma do cavaco formado na passagem de gumes subseqüentes

Para o cálculo da variação da espessura de usinagem na região 1, utiliza-se a equação 25. Na Figura 4.13 pode-se observar que na região 1 este cálculo pode ser feito de maneira análoga ao cálculo realizado para o primeiro gume.

$$h_1(i) = R - R'(i) \quad (25)$$

A espessura de usinagem definida pela região 2 foi calculada fazendo a sobreposição da variação de espessura de usinagem produzida pelo gume atual $h_{(i)}$ (gume 2) e a variação de espessura de usinagem $h_{(i-1)}$ produzida pelo gume anterior (gume 1), como mostra a Figura 4.14. A variação da espessura de usinagem para a

região 2 pode ser aproximada pela equação 26. Esta aproximação é devido à simplificação feita para o cálculo de h_2 , onde é desprezada a variação angular provocada pelo giro da ferramenta ao redor do munhão, que provoca uma pequena diferença (ϵ), na estimativa da variação da espessura de usinagem na região 2. O erro máximo cometido nesta estimativa é menor que 1%.

$$h_2(i) = h(i) - h(i-1) \quad (26)$$

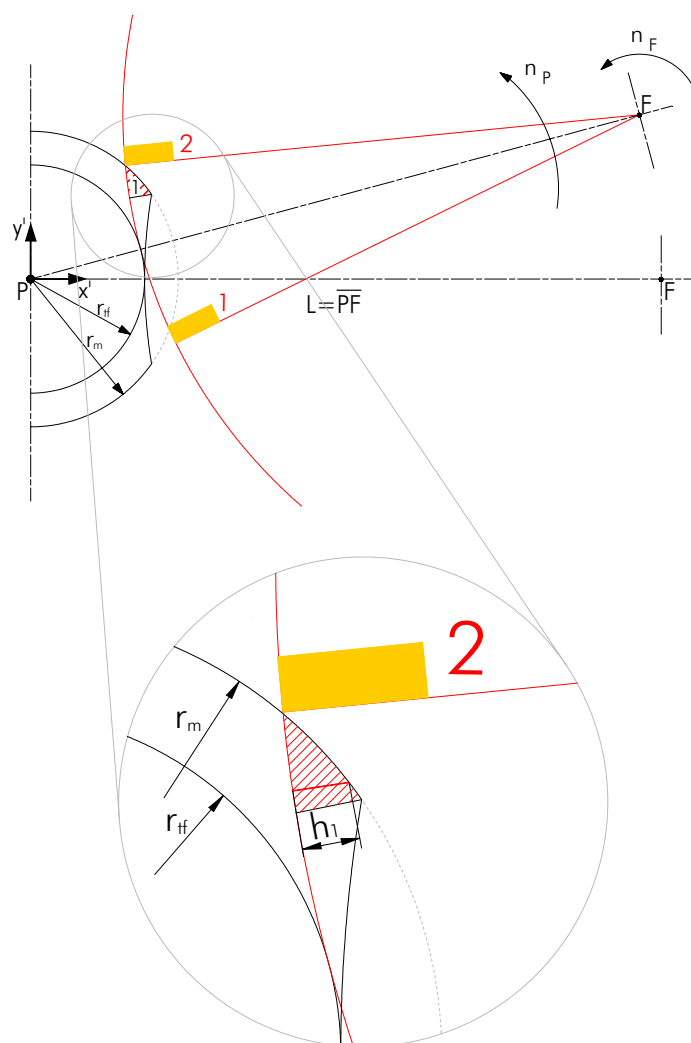


Figura 4.13 – Variação da espessura de usinagem para a região 1

Onde:

h_1 – Espessura de usinagem para a região 1.

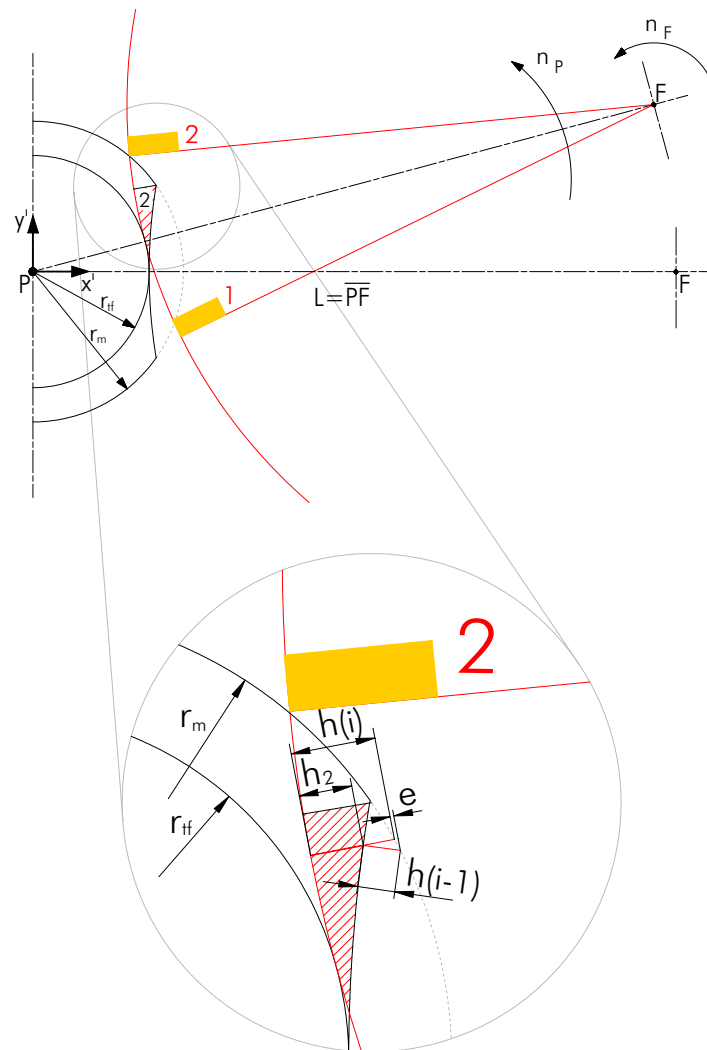


Figura 4.14 – Variação da espessura de usinagem para a região 2

Onde:

h_2 – Espessura de usinagem para a região 2;

$h_{(i)}$ – Espessura de usinagem para a i -ésima iteração;

$h_{(i-1)}$ – Espessura de usinagem para a iteração anterior;

e – Diferença na estimativa da espessura de usinagem na região 2.

4.2 Algoritmo do Modelo Cinemático

As trajetórias descritas pelas ferramentas do disco de corte na usinagem do munhão serão utilizadas na modelagem matemática da espessura de usinagem.

Estas trajetórias foram calculadas a partir dos parâmetros de entrada e das variáveis descritas na Figura 4.10.

O algoritmo que descreve todo o procedimento de implementação do modelo cinemático para o fresamento externo concordante está detalhado na Figura 4.15. As variáveis de entrada, rotação da ferramenta (n_f), rotação do virabrequim (n_v), espessura do sobremetal (a_e), raio do virabrequim (r_v), raio teórico final do munhão ($r_{\#}$), raio da ferramenta (R), distância entre o centro da ferramenta e o centro do munhão (L), ângulo entre dois gumes sucessivos do disco de corte (ψ) e número de incrementos para a construção da trajetória (t), alimentam o primeiro *looping* onde o indexador i varia de 1 até t . Com isso, é possível calcular as variáveis complementares do processo em função do ângulo $\theta'(i)$, que descreve pontualmente a posição angular do gume durante o corte em relação ao centro da ferramenta, conforme foi detalhado na seção 4.1.3. Definem-se então as variáveis de saída, comprimento de contato (l_c) e espessura de usinagem (h), através do segundo *looping*, na região 1, onde i varia de 1 até j , sendo j o ponto definido como o limite entre as regiões 1 e 2, e do terceiro *looping*, na região 2, onde i varia de j até t .

Para implementação e simulação do modelo cinemático desenvolvido foram feitas as seguintes simplificações:

- Sistema de referência fixo no munhão;
- Velocidade de giro da ferramenta ao redor do munhão igual à do virabrequim (variação angular máxima $\cong 5^\circ$);
- Velocidade efetiva igual à velocidade de corte ($v_c \cong 235$ m/min; $v_f \cong 1$ m/min $\Rightarrow v_e \cong v_c$);
- Espessura mínima de usinagem de 2 a 3 vezes o raio de arredondamento do gume, considerado em torno de $30 \mu\text{m}$;
- Somente um gume atuando durante o processo de corte.

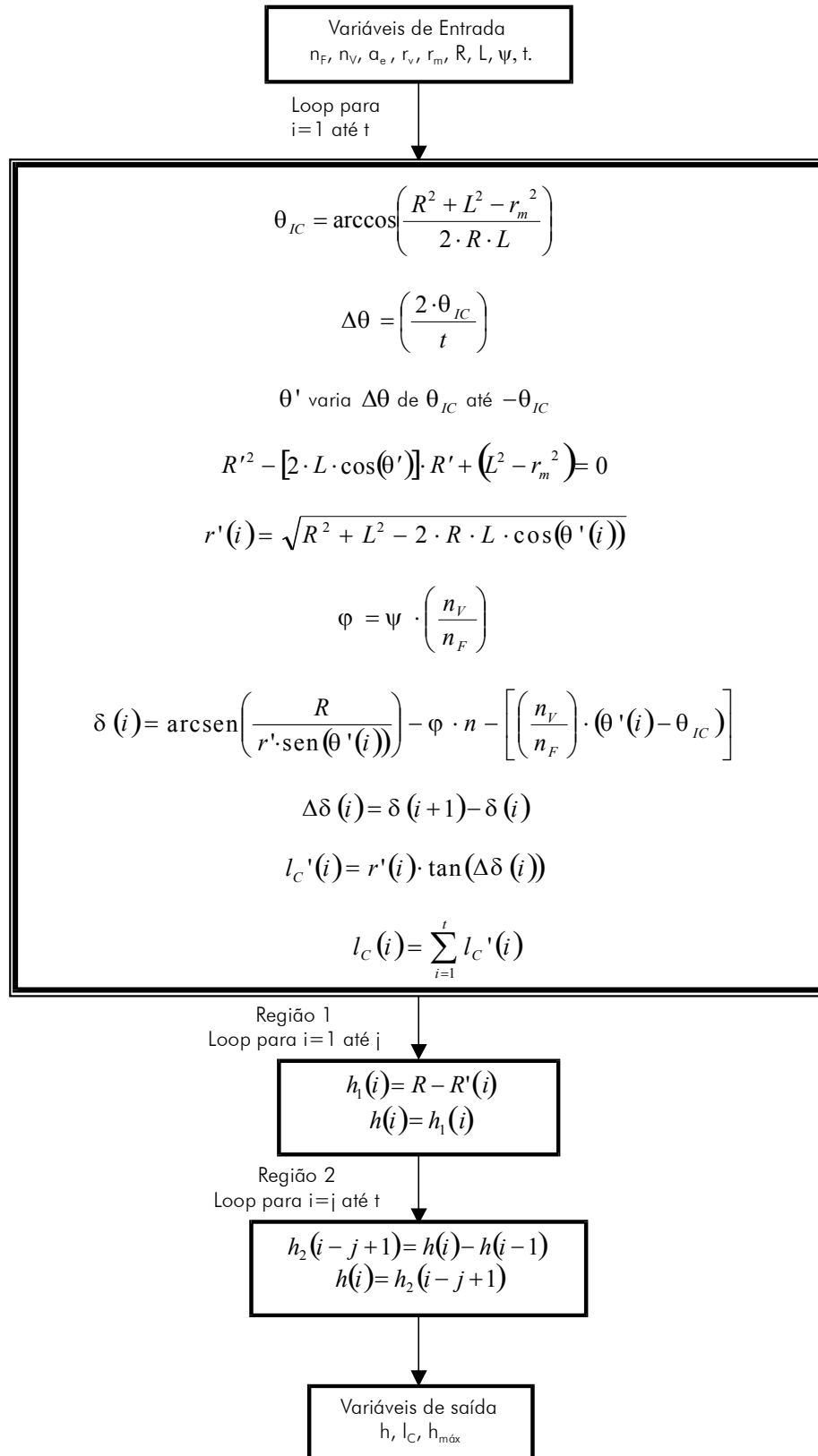


Figura 4.15 – Algoritmo para simulação da cinemática do processo de fresamento externo de munhões de virabrequim

Para a determinação das trajetórias relativas ao corte discordante é realizado um procedimento análogo ao descrito no modelo matemático da cinemática do fresamento externo concordante.

4.3 Simulação do Modelo Cinemático

A simulação da cinemática do processo de fresamento externo tem como objetivo descrever a trajetória da ferramenta e conseqüentemente analisar a variação da espessura de usinagem tanto no fresamento concordante como no discordante.

A Tabela 4.3 apresenta as condições de simulação. Os parâmetros selecionados para avaliar o comportamento da variação da espessura de usinagem são: a rotação da ferramenta (n_f), a rotação do virabrequim (n_v), o raio teórico final do munhão (r_{ff}), o raio da ferramenta (R), o sobremetal (a_e), o ângulo de montagem dos insertos (ψ) e o raio de arredondamento do gume (ρ_β) de 30 μm . A condição de referência equivale àqueles recomendados pelo fabricante de ferramenta à aplicação em “chão de fábrica”. A partir da condição de referência foram estipulados os demais valores com o objetivo de simular condições de trabalho que podem ocorrer em torno destes valores, para mais e para menos.

Tabela 4.3 – Parâmetros utilizados para a simulação computacional do fresamento externo de munhões de virabrequim

n_f	n_v	r_{ff}	R	a_e	ψ
	8,33 ¹			1,7 ¹	
100 ^{*,1,2}	10 [*]	20,4 ^{*,1,2}	375 ^{*,1,2}	2,2 [*]	6,55 ^{*,1}
	12,5 ²			2,7 ²	13,10 ²

* Condição de referência

¹ Condição de mínimo

² Condição de máximo

A Figura 4.16 mostra a variação da espessura de usinagem em função do comprimento de contato, definidas na Tabela 4.3. Nos três resultados de simulação

observou-se a mesma tendência. Com o aumento do comprimento de contato tem-se um aumento rápido da espessura de contato até um máximo, onde a partir daí um declínio menos acentuado.

Na figura também é apresentada a espessura mínima de usinagem $h_{cu,min}$. O engajamento da ferramenta abaixo da espessura mínima de usinagem leva somente à deformação elástica e plástica do material sem haver formação de cavaco. Segundo determinação de König [4] e Reichard [26], seu valor é de aproximadamente duas vezes o raio do gume. Adotando-se neste trabalho um raio de gume de aproximadamente 0,03 mm, obtém-se $h_{cu,min} = 0,06$ mm.

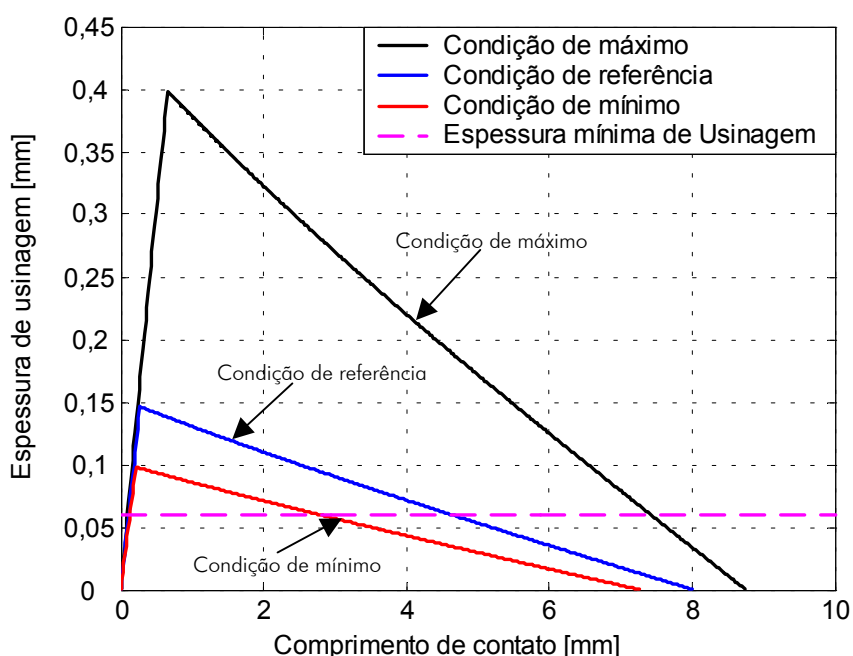


Figura 4.16 – Espessura de usinagem em função do comprimento de contato para o fresamento concordante ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)

As 3 curvas diferem basicamente no valor da maior espessura de usinagem. Para a condição de corte de referência, a maior espessura de usinagem corresponde a aproximadamente 0,15 mm; para a condição de mínimo aproximadamente 0,10 mm e para a de máximo cerca de 0,40 mm.

Analisando a espessura de usinagem, acima do limite determinado pela espessura mínima de usinagem ($h_{cu,min}$), pode-se determinar percentualmente a quantidade de material que foi removida. A condição de referência apresenta cerca 57% do comprimento de contato da ferramenta com o munhão, com corte acima de $h_{cu,min}$; a condição de mínimo apresenta cerca de 37% e a condição de máximo em torno de 74%.

A variação da espessura de usinagem em função do comprimento usinado, como mostra a Figura 4.16, é característico da formação de um cavaco com seção em forma de vírgula [4, 6, 8, 11, 19, 31, 34, 47-49]. Neste caso, os formatos das curvas, para as condições de referência de mínimo e de máximo, mostram que a espessura de usinagem varia rapidamente de um valor mínimo no início até um valor máximo e novamente retornando de modo suave, a um valor mínimo no final do corte.

O percentual de comprimento de contato do gume da ferramenta durante o corte pode representar uma condição de maior ou menor correlação com o desgaste da mesma. Uma condição como a de mínimo, mostrada na Figura 4.16, onde somente 37% do comprimento de contato está acima de $h_{cu,min}$, pode levar a um desgaste extremamente severo da ferramenta devido ao grande atrito entre a ferramenta e a peça. Nesta condição o material abaixo de $h_{cu,min}$ sofrerá somente deformação elástica e plástica, não havendo corte do material, como demonstrado por Brammertz [50] *apud* Mühle [24], além de uma piora na qualidade da superfície, devido ao seu encruamento. A condição de referência apresenta um comportamento bem próximo da condição de mínimo.

Já a condição de máximo, que apresenta 74% do comprimento de contato acima de $h_{cu,min}$, pode apresentar um desgaste relativo bem menor em relação à quantidade de material usinado, mas também apresenta uma maior espessura de usinagem. Isto pode acarretar esforços e deflexões excessivas tanto na ferramenta de corte como na peça. Segundo Drozda [11], Stemmer [6], Sandvik [19] e König [4] *apud* Macedo [31], as forças no fresamento são cíclicas e fortemente proporcionais à espessura de usinagem em cada posição.

Na Figura 4.17 e na Figura 4.18 estão mostradas, respectivamente, a variação da maior espessura de usinagem e a percentagem de cavaco cortado acima da espessura mínima de usinagem, $h_{cu,min}$, em função da variação da rotação do virabrequim e do ângulo de montagem dos gumes ψ , mantendo fixo o sobremetal na condição de referência, $a_e = 2,20$ mm.

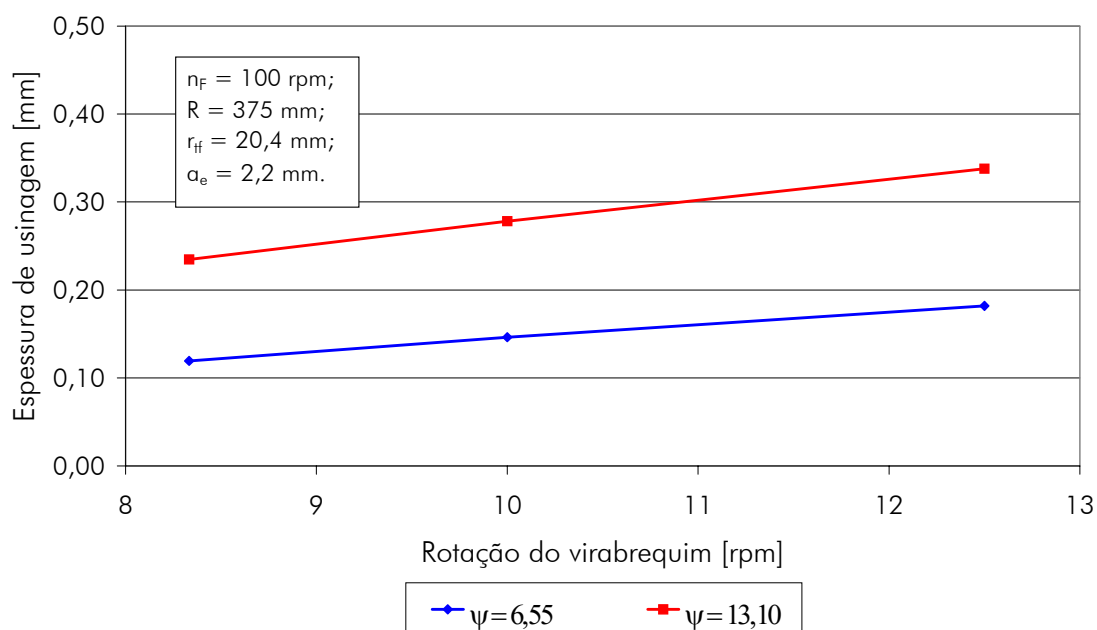


Figura 4.17 – Variação da maior espessura de usinagem em função da variação da rotação do virabrequim e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus)

A variação da maior espessura de usinagem como função da rotação do virabrequim mostra um comportamento esperado de aumento. Isso acontece porque a relação entre a rotação do disco de fresar e a rotação do virabrequim (n_F/n_V) diminui, o que acarreta num aumento do ângulo de início de contato entre dois gumes sucessivos. Assim, tem-se um aumento na espessura de material total a ser retirado e, conseqüentemente, um aumento na espessura de usinagem retirada por cada gume do disco de fresar. O aumento do ângulo de montagem dos gumes no disco de fresar de $6,55^\circ$ para $13,10^\circ$, apresenta um efeito similar ao do aumento da rotação do virabrequim, como demonstrado na Figura 4.17.

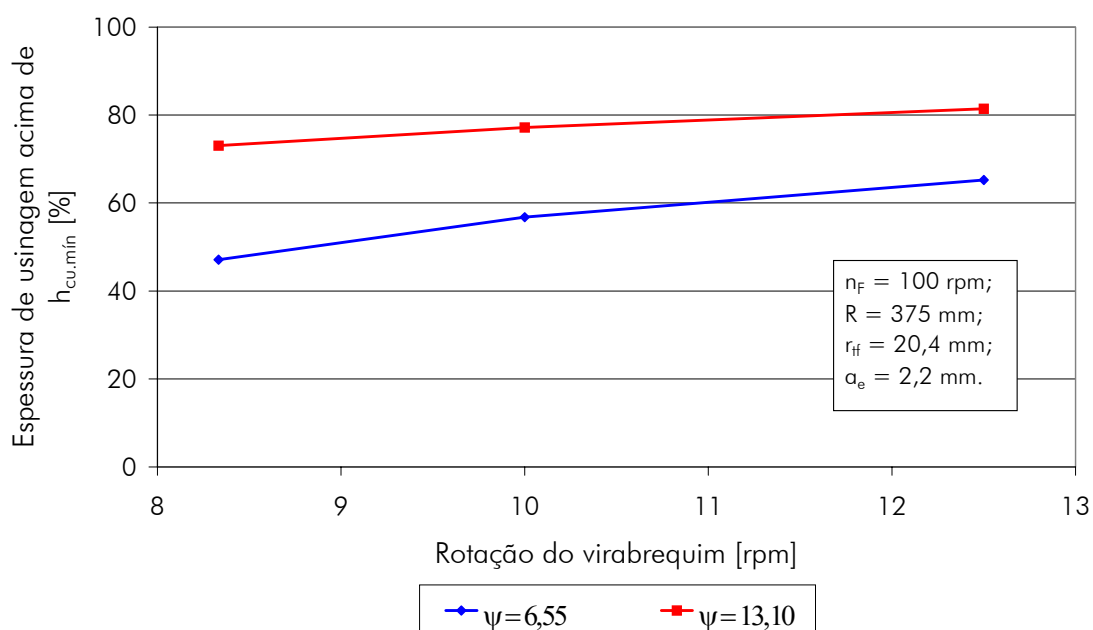


Figura 4.18 – Variação da espessura de usinagem acima de $h_{cu,mín}$ em função da variação da rotação do virabrequim e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus)

Na busca otimização da maior espessura de usinagem pode-se então trabalhar com estas duas possibilidades de mudança para o processo de fresamento externo. Os limitantes para esta otimização são a espessura mínima de usinagem, dada pelo raio de arredondamento do gume, e a maior espessura de usinagem, limitada pela resistência do inserto e pela potência da máquina-ferramenta. Pode-se verificar que a condição onde se utiliza a maior rotação ($n_v = 12,5 \text{ rpm}$) e o maior ângulo de montagem ($\psi = 13,10^\circ$), apresenta uma maior espessura de usinagem de cerca de 0,34 mm e um percentual de 81% do comprimento de contato acima da espessura mínima de usinagem adotada. Já a condição com menor rotação ($n_v = 8,33 \text{ rpm}$) e com ângulo de montagem da condição de referência ($\psi = 6,55^\circ$), a maior espessura de usinagem cai para 0,12 mm e o percentual do comprimento de contato acima da espessura mínima de usinagem cai para 47%. Com isso pode-se verificar que a condição de referência, tomada de um caso prático da indústria, apresenta a maior espessura de usinagem de 0,15 mm e 57% do comprimento de contato acima da espessura mínima de usinagem. Isto pode

levar a um desgaste maior da ferramenta por estar bem próxima da condição de mínimo.

Na Figura 4.19 e na Figura 4.20 estão mostradas, respectivamente, a variação da maior espessura de usinagem e a percentagem de cavaco cortado acima da espessura mínima de usinagem, $h_{cu,min}$, em função do sobremetal e do ângulo de montagem dos gumes ψ , mantendo fixa a rotação do virabrequim na condição de referência, $n_v = 10$ rpm.

A variação da maior espessura de usinagem como função da variação do sobremetal do munhão apresenta também um aumento tanto na maior espessura de usinagem como também do percentual acima da espessura mínima de usinagem. Esta variação no sobremetal faz com que haja uma variação no ângulo de início de contato entre dois gumes sucessivos, o que leva a uma variação da espessura de material total a ser retirado e conseqüentemente na espessura de usinagem retirada por cada gume do disco de fresar. O aumento do ângulo de montagem dos gumes no disco de fresar de $6,55^\circ$ para $13,10^\circ$, tem um efeito similar, como demonstrado na Figura 4.19. Os limitantes para esta otimização são a espessura mínima de usinagem dada pelo raio de arredondamento do gume e a maior espessura de usinagem limitada pela resistência do inserto e pela potência da máquina-ferramenta. Para a condição onde o sobremetal é $a_e = 2,70$ mm e o ângulo de montagem é $\psi = 13,10^\circ$, a maior espessura de usinagem é de cerca de 0,32 mm e o percentual do comprimento de contato acima da espessura mínima de usinagem é de 80%. Já na condição com menor sobremetal ($a_e = 1,70$ mm) e com ângulo de montagem da condição de referência ($\psi = 6,55^\circ$), a maior espessura de usinagem cai para 0,12 mm e o percentual do comprimento de contato acima da espessura mínima de usinagem cai para 47%. A condição de referência apresenta uma maior espessura de usinagem de 0,15 mm e 57% do comprimento de contato acima da espessura mínima de usinagem. Estes valores estão bem próximos da condição de mínimo, podendo levar a um desgaste maior da ferramenta. Apesar de ser desfavorável do ponto de vista do desgaste da ferramenta, é favorável do ponto de vista de solicitações sobre a ferramenta e a peça.

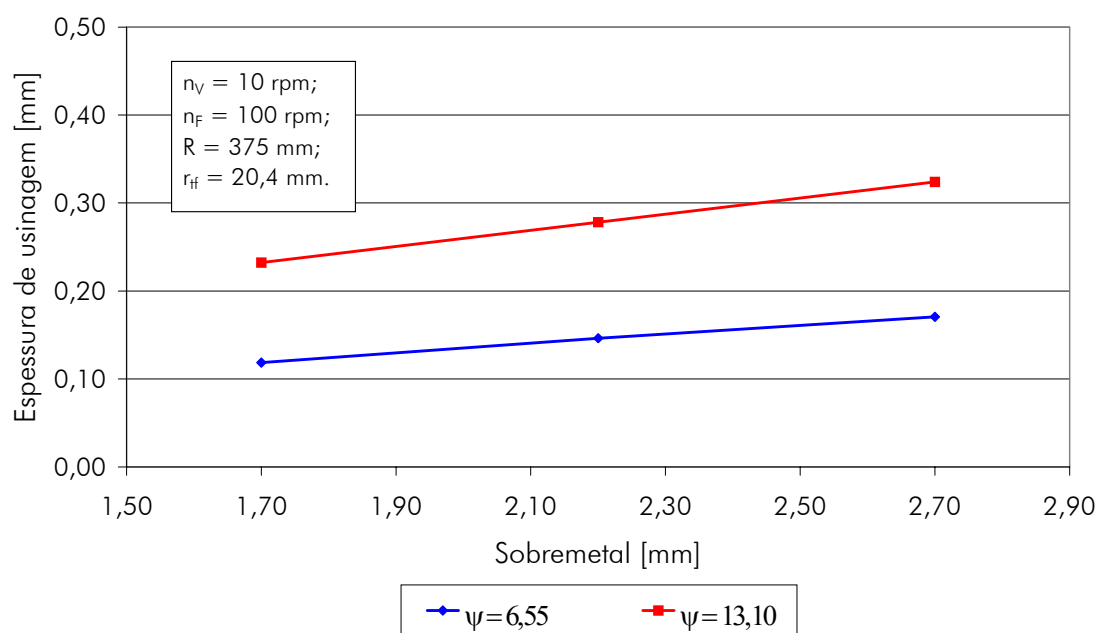


Figura 4.19 – Variação da maior espessura de usinagem em função da variação do sobremetal e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus)

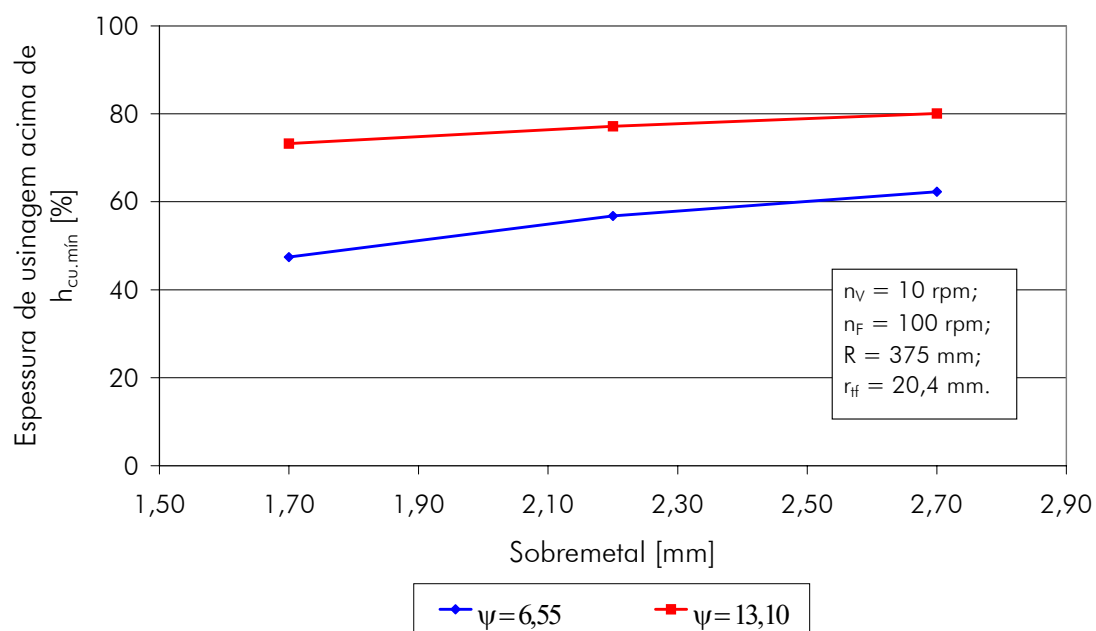


Figura 4.20 – Variação da espessura de usinagem acima de $h_{cu,mín}$ em função da variação do sobremetal e do ângulo de montagem dos gumes (ψ em graus)

A partir na análise feita em relação à variação da rotação do virabrequim, do sobremetal do munhão e do ângulo de montagem dos inserts, pode-se verificar que a condição definida como referência apresenta um valor relativamente pequeno para a maior espessura de usinagem. Embora isto leve a solicitações menores sobre a ferramenta e a peça, apresenta pouco mais de 50% do comprimento de contato acima da espessura mínima de usinagem adotada de 0,60 mm, o que não é favorável do ponto de vista do desgaste da ferramenta. Nestas condições tem-se um grande atrito entre a peça e a ferramenta causado pelo material que não é cortado pelo gume da ferramenta de corte.

Na Figura 4.21 está mostrada a variação da espessura de usinagem para o corte discordante, para as condições de referência, mínimo e máximo.

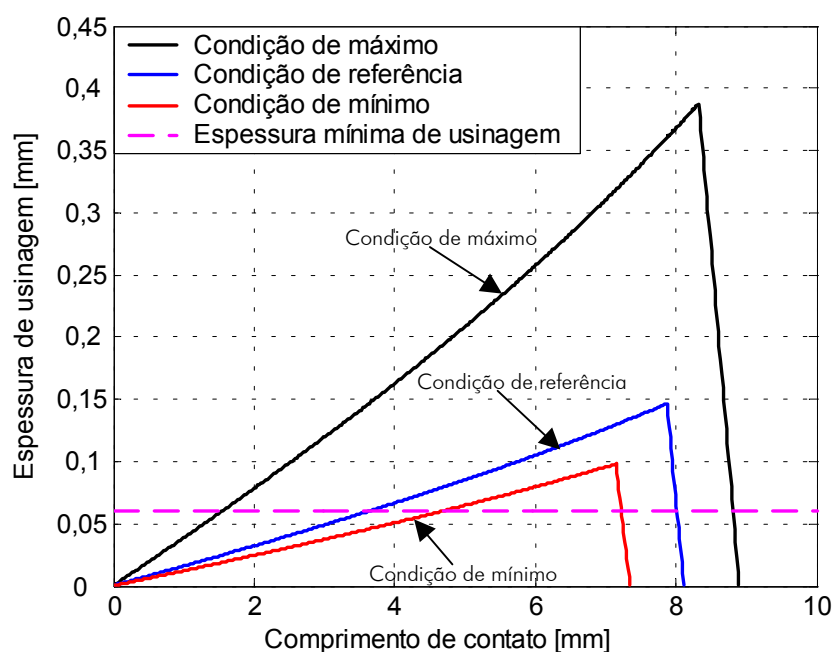


Figura 4.21 – Espessura de usinagem em função do comprimento de contato para o fresamento discordante ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)

A maior espessura de usinagem assume valores distintos para cada condição simulada, como mostra a Figura 4.21. Para a condição de corte de referência, corresponde a aproximadamente 0,15 mm, para a condição de mínimo, o valor da maior espessura de usinagem é de aproximadamente 0,10 mm, enquanto que para

a condição de máximo chega a aproximadamente 0,39 mm. O percentual de material que é removido acima do limite determinado pela espessura mínima de usinagem ($h_{cu,min}$), para condição de referência, é de cerca de 54% do comprimento de contato da ferramenta com o munhão. A condição de mínimo apresenta cerca de 35% e a condição de máximo, em torno de 72% do limite de espessura mínima de usinagem.

A demais considerações feitas para o corte concordante com relação ao comportamento da maior espessura de usinagem e da percentagem de material cortado acima de $h_{cu,min}$ valem também para o corte discordante, pois apresentam a mesma tendência de comportamento.

5 SIMULAÇÃO DAS COMPONENTES DA FORÇA DE USINAGEM NO PROCESSO DE FRESAMENTO EXTERNO DE VIRABREQUINS

5.1 Planejamento Experimental de Ensaios de Força

Os ensaios realizados neste trabalho foram conduzidos com o objetivo de levantar a curva experimental da variação da razão entre a força de corte e a largura de usinagem (F_c/b) com a espessura de usinagem (h). Estes ensaios possibilitam a obtenção do expoente $(1-m_c)$ e da força específica de corte ($k_{c1.1}$) da equação de Kienzle, que são característicos do material e necessários no modelo dinâmico dos processos de usinagem proposto pelo citado autor.

Todos os equipamentos, ferramentas e computadores utilizados nos ensaios são de propriedade do Laboratório de mecânica de Precisão (LMP).

5.1.1 Máquinas e Equipamentos Utilizados

Os ensaios foram realizados num torno CNC COSMOS 20U, fabricado pela empresa ROMI, auxiliados pelos seguintes equipamentos de medição de força: plataforma piezelétrica Kistler 9257A, amplificadores de sinais Kistler 5011, cabos coaxiais, placa de aquisição National Instruments PCI-MIO-16E-1, microcomputador e software de aquisição.

A plataforma piezelétrica utilizada possui três canais para a aquisição de dados, dispostos nas direções X, Y e Z. Ajustou-se a plataforma no torno de forma que os eixos da plataforma e da máquina-ferramenta coincidissem, possibilitando a medição das três componentes da força de usinagem.

Os amplificadores de sinais foram utilizados para viabilizar a leitura da variação da tensão nos cristais piezelétricos. Utilizou-se um amplificador para cada canal da plataforma, ajustando-se o mesmo conforme a sensibilidade do cristal piezelétrico na direção de medição.

Para conversão dos sinais analógicos provenientes do amplificador em sinais digitais, utilizou-se uma placa de aquisição e um software de aquisição,

possibilitando-se desse modo o arquivamento dos sinais para posterior tratamento e avaliação.

5.1.2 Ferramenta de Corte e Porta-ferramenta

A ferramenta utilizada foi do tipo triangular TNMG 16 04 08 PF, classe GC4015 (revestida com $\text{TiN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Ti}(\text{C},\text{N})$), fabricada pela empresa Sandvik Coromant. A ferramenta apresentava um raio de quina $r_e = 0,4$ mm, ângulo de incidência $\alpha_0 = 0^\circ$ e quebra cavaco. Já a geometria de montagem apresentava um ângulo de direção do gume $\kappa_r = 93^\circ$, ângulo de inclinação do gume $\lambda_s = -6^\circ$, ângulo de saída $\gamma_0 = 6^\circ$ e ângulo de incidência $\alpha_0 = 6^\circ$ [51].

O porta-ferramenta utilizado nos ensaios para a fixação da pastilha especificada foi um MTJNR/L2525M16 da Sandvik Coromant [51].

5.1.3 Material Ensaiado

O material utilizado para realização dos ensaios de força foi o ferro fundido nodular GGG70 (norma DIN), fornecido pela empresa Tupy S.A.. Os corpos de prova ensaiados tinham forma cilíndrica, com diâmetro de 60 mm e comprimento 170 mm.

A composição química do ferro fundido GGG70 é mostrada na Tabela 2.1, e as propriedades mecânicas do material podem ser vistas na Tabela 2.2.

5.1.4 Procedimento Experimental

Com o objetivo de garantir uma repetibilidade das medições deve-se proceder uma sistematização dos experimentos. Como os únicos dados medidos referem-se a valores de força, descreve-se abaixo a metodologia adotada para os ensaios.

Na Figura 5.1 visualizam-se esquematicamente todos os componentes do sistema de medição de forças utilizados para a realização dos experimentos.

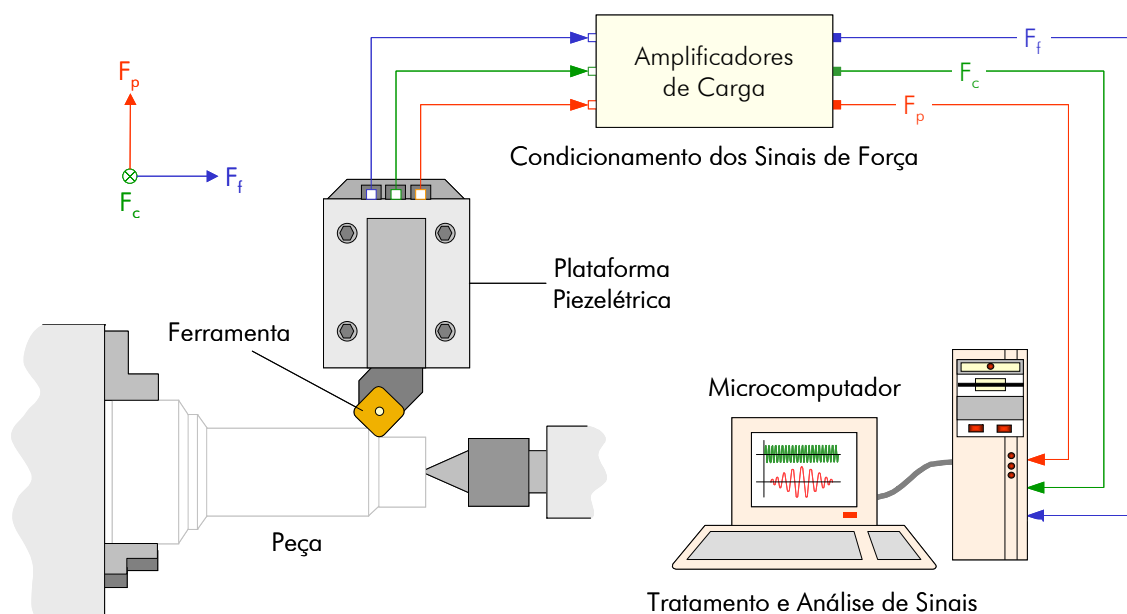


Figura 5.1 – Esquema de medição de forças no torneamento [52]

Para os ensaios de torneamento foi utilizada uma profundidade de corte $a_p = 2$ mm e uma velocidade de corte $v_c = 130$ m/min, valores estes adotados segundo sugestões apresentadas em catálogo do fabricante da ferramenta e que foram os mesmos para todas as medições [51]. Já os valores de avanço (f) foram determinados a partir da série de números normalizados R 20 da norma ISO 3685 [53], dentro da faixa de valores recomendados pelo fabricante da ferramenta, como mostra a Tabela 2.1.

Tabela 5.1 – Valores de avanço adotados nos ensaios de torneamento

	f1	f2	f3	f4	f5
f	0,125	0,160	0,200	0,250	0,315

Os parâmetros de aquisição de dados foram adotados segundo orientações de Kwakernaak et al [40]. A frequência e tempo de aquisição são mostrados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Tempo e frequência de aquisição adotados nos ensaios de torneamento

Tempo de Aquisição [s]	Frequência de Aquisição [Hz]
5	1000

Para cada valor de avanço foram realizadas 5 repetições, totalizando 25 ensaios, sendo adquiridos 5000 pontos para as componentes da força de corte (F_d), de avanço (F_f) e passiva (F_p), em função do tempo, como mostra a Figura 5.2.

5.1.5 Tratamento dos Dados

Após a coleta dos dados de força, os dados foram tratados no *software Excel*. O tratamento dos dados serviu para determinação dos valores de força médios e foram retirados dos intervalos onde a força apresentava uma estabilidade, como por exemplo, o intervalo de 7 a 9 s correspondente ao sinal adquirido para uma das repetições para o avanço $f = 0,16$ mm, mostrado na Figura 5.2. Para cada experimento foram traçados os gráficos correspondentes ao sinal adquirido, e para cada um foi escolhido um intervalo no tempo que melhor representava o comportamento das forças de onde foram, então, tiradas as médias dos valores.

Como foram feitas cinco observações para cada valor de avanço, obteve-se um valor médio para cada componente de força correspondente a cada um dos valores de avanço f , mostrados na Tabela 5.1.

Para determinação dos valores do coeficiente de Kienzle para a força de corte ($1-m_c$) e da força específica de corte ($k_{cl.1}$) correspondente ao ferro fundido nodular perlítico GGG70, foi aplicada toda a teoria desenvolvida por Kienzle, já mencionada anteriormente, resultando nos seguintes valores:

$1-m_c$	$k_{cl.1}$ [N/mm ²]
0,74	1424

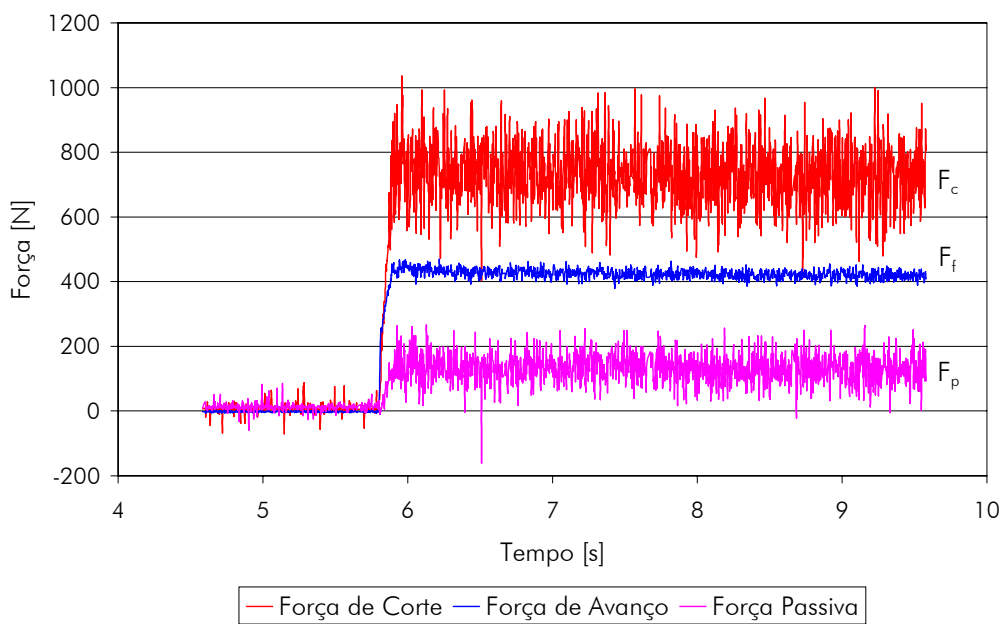


Figura 5.2 – Comportamento das componentes de força no torneamento do ferro fundido nodular perlítico GGG70 ($v_c = 130\text{m/min}$; $f = 0,16\text{ mm}$; $a_p = 2\text{ mm}$)

5.2 Correção da Força Específica de Corte para o Modelo de Kienzle

Vários fatores de correção podem ser aplicados ao valor de k_c . Eles são oriundos de estudos que otimizam os resultados obtidos por Kienzle e aproximam ainda mais os resultados obtidos aos reais.

5.2.1 Fatores de Correção Segundo Lieber [54]

Lieber [54] trata de vários fatores de correção que podem ser aplicados à força específica de corte, como mostra a equação 27.

$$k_c = k_{c1.1} \cdot k_h \cdot k \quad (27)$$

onde k é um fator que engloba correções a serem consideradas com relação à força específica de corte, definido pela equação 28.

$$k = k_\gamma \cdot k_v \cdot k_{ver} \cdot k_{st} \quad (28)$$

Onde:

$k_h = h^{(-m_c)}$ – Fator de correção para a espessura de usinagem;

k_γ – Fator de correção para o ângulo de saída;

k_v – Fator de correção para a velocidade de corte;

k_{ver} – Fator de correção para o desgaste da ferramenta de corte;

k_{st} – Fator de correção para o recalque de material.

Assim, pode-se reescrever a equação de Kienzle corrigida, como segue (equação 29):

$$F_c = k_{c1.1} \cdot b \cdot h^{(1-m_c)} \cdot k \quad (29)$$

Fator de correção para o ângulo de saída k_γ

$$k_\gamma = 1 - \frac{\gamma_0 - \gamma_m}{100} \quad (30)$$

Onde:

$\gamma_m = 6^\circ$ para o aço;

$\gamma_m = 2^\circ$ para o ferro fundido.

Fator de correção para a velocidade de corte k_v

Para ferramentas de metal-duro ($80 \leq v_c \leq 250$ m/min), equação 31.

$$k_v = 1,03 - 0,0003 \cdot v_c \quad (31)$$

Para ferramentas de aço-rápido ($25 \leq v_c \leq 80$ m/min), equação 32.

$$k_v = 1,15 \cdot v_c \quad (32)$$

Para ferramentas de aço-rápido ($v_c < 25$ m/min), equação 33.

$$k_v = 1,2 \dots 1,25 \cdot v_c \quad (33)$$

Fator de correção para o recalque do material k_{st}

O fator de correção para o recalque do material é dado para as diferentes operações de usinagem, como se observa na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Fator de correção para o recalque do material [54]

Tipo de processo	k_{st}
Torneamento externo	1,0
Sangramento	1,3
Torneamento interno	1,2
Furação	1,2 – 1,3
Fresamento	1,2
Aplainamento	1,1
Brochamento	1,1 – 1,2

Fator de correção para o desgaste da ferramenta k_{ver}

O desgaste da ferramenta pode ser corrigido pela equação 34.

$$k_{ver} = 1,3 \dots 1,5 \cdot VB \quad (34)$$

Onde:

VB – Largura da marca de desgaste.

5.2.2 Fatores de Correção Segundo Reichard [26]

Segundo Reichard [26], uma variação da largura de usinagem não influencia na força específica de corte k_c (Figura 5.3).

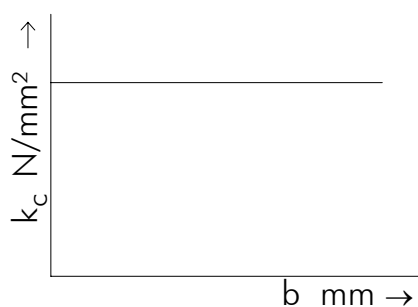


Figura 5.3 – Influência da largura de usinagem b sobre a força específica de corte k_c

Reichard [26] afirma também que um aumento na espessura de usinagem h provoca redução na força específica de corte k_c , como pode ser visto na Figura 5.4.

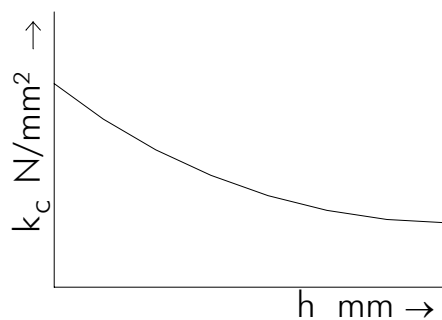


Figura 5.4 – Influência da espessura de usinagem h sobre a força específica de corte k_c

Fatores de influência da força específica de corte

O valor de k_c praticamente não varia na faixa de velocidade de corte compreendida entre 60 e 250 m/min, como mostra a Figura 5.5.

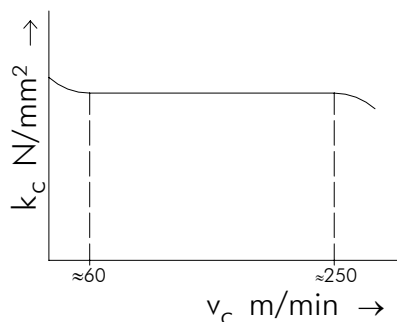


Figura 5.5 – Influência da velocidade de corte v_c sobre força específica de corte, na faixa de 60 a 250 m/min

A força de corte aumenta cerca de 10% para cada 0,1 mm de aumento do desgaste VB.

A redução do ângulo de saída para valores menores ou negativos, garante valores menos significativos de forças de corte e redução da resistência à flexão do material de corte. A influência do ângulo de saída sobre a força específica de corte pode ser determinada pela equação 35.

$$k_\gamma = k_c \cdot \frac{C - 1,5 \cdot \gamma_0}{100} \quad (35)$$

Onde:

$C = 109$ para o aço;

$C = 103$ para o ferro fundido.

O aumento do ângulo de inclinação numa direção positiva resulta em cerca de 1 a 2 % de aumento da força de corte. Esta afirmativa é encontrada também em

König [4]. A equação 36 mostra como pode ser determinada a influência do ângulo de inclinação do gume na força específica de corte.

$$k_{\lambda_s} = k_c \cdot \frac{94 - 1,5 \cdot \lambda_s}{100} \quad (36)$$

5.2.3 Fatores de Correção Tabelados (Tabellenbuch [55])

Segundo Tabellenbuch Metal [55], a força específica de corte pode ser corrigida por dois fatores de correção C_1 e C_2 , propostos a seguir nas equações 37.

$$k_c = \frac{k_{c1.1}}{h^{1-m_c}} \cdot C_1 \cdot C_2 \quad (37)$$

Onde:

Velocidade de corte [m/min]	C_1
10 – 30	1,3
31-80	1,1
81-400	1,0
>400	0,9
Tipo de processo	C_2
Fresar	0,8
Tornear	1,0
Furar	1,2

Neste trabalho foi utilizado o modelo de Reichard por abranger fatores de correção que levam em conta a geometria de montagem da ferramenta: o ângulo de inclinação do gume (λ_s) e o ângulo de saída do cavaco (γ_0). Estes dois fatores são importantes na montagem das ferramentas no disco de fresar e aproximam os

resultados teóricos aos reais do processo de fresamento externo de munhões de virabrequim.

5.3 Algoritmo do Modelo de Força

O algoritmo que descreve todo o procedimento de implementação do modelo de força para o fresamento externo concordante está detalhado na Figura 5.6.

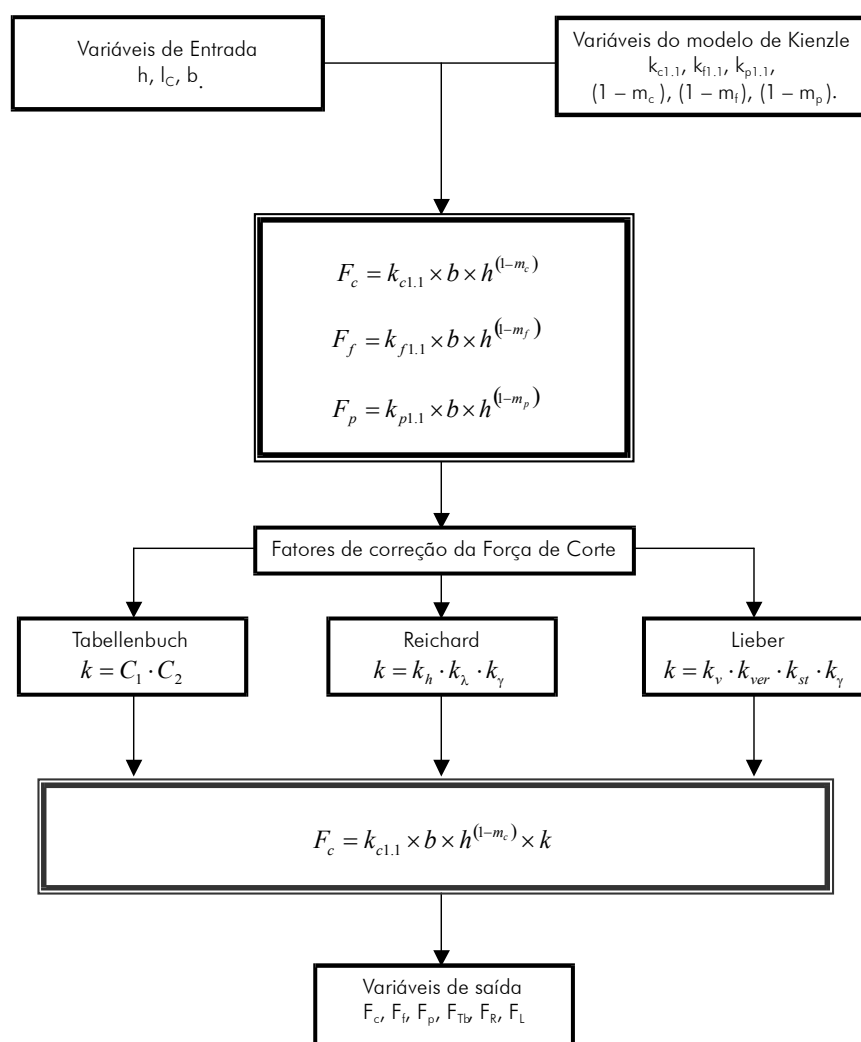


Figura 5.6 – Algoritmo para simulação dos esforços no fresamento de munhões de virabrequim

Como variáveis de entrada são utilizadas as variáveis de saída do modelo cinemático, ou seja, o comprimento de contato (l_c), a largura de usinagem (b) e a espessura de usinagem (h). Assim, com o auxílio das variáveis do modelo de força de Kienzle, ($k_{c1.1}$, $k_{f1.1}$, $k_{p1.1}$, $(1 - m_c)$, $(1 - m_f)$, $(1 - m_p)$), realiza-se o cálculo das forças de corte, de avanço e passiva. São, então, calculados e aplicados os fatores de correção da força de corte segundo os modelos propostos em Tabellenbuch [55], Reichard [26] e Lieber [54], resultando nas variáveis de saída do modelo, que são a força de corte, força de avanço, força passiva segundo o modelo de Kienzle e a força de corte corrigidas segundo os três modelos citados.

Para implementação e simulação do modelo de força de Kienzle foi feita a seguinte simplificação:

- Variação do ângulo de saída do cavaco desconsiderada devido à simplificação feita na velocidade efetiva ($v_e \cong v_c$), no modelo cinemático.

5.4 Simulação do Modelo de Força

A simulação do modelo de força teve como variáveis de entrada os resultados já obtidos na simulação do modelo cinemático do processo de fresamento externo de munhões de virabrequim. Além disso, foram utilizadas outras variáveis relacionadas ao modelo de força de Kienzle e a geometria da ferramenta de corte, e que estão expostas na Tabela 5.4.

Nas condições simuladas para o modelo de força de Kienzle, o material do virabrequim é o ferro fundido nodular perlítico GGG70, cujas propriedades características, como a força específica de corte $k_{c1.1}$ e o coeficiente $(1-m_c)$ do modelo de Kienzle, mostrados na Tabela 5.4, foram determinados experimentalmente.

Os parâmetros de entrada que têm seus valores indicados como variáveis (Tabela 5.4), são resultados obtidos da simulação da cinemática do processo.

Tabela 5.4 – Parâmetros de entrada para o modelo de força

Variáveis de entrada	Valor	Unidade
n_F	$100^{*,1,2}$	rpm
n_V	$8,33^1 - 10^* - 12,5^2$	rpm
r_V	$40^{*,1,2}$	mm
r_{ff}	$20,4^{*,1,2}$	mm
R	$375^{*,1,2}$	mm
a_e	$1,7^1 - 2,2^* - 2,7^2$	mm
ψ	$6,55^{*,1} - 13,10^2$	graus
h	variável	mm
l_c	variável	mm
$h_{máx}$	variável	mm
b	9	mm
$k_{c1.1}$	1424	N/mm ²
$1-m_c$	0,74	adimensional
v_c	235	m/min

* Condição de referência

¹ Condição de mínimo² Condição de máximo

Os resultados obtidos nas simulações para a maior força de corte, no fresamento concordante e discordante, em função da variação do sobremetal e da variação da rotação do virabrequim para os dois ângulos de montagem dos insertos, $\psi = 6,55^\circ$ e $\psi = 13,10^\circ$, estão mostrados em anexo.

Na Figura 5.7 são mostradas as variações da força específica de corte segundo o modelo de Kienzle (em azul) e a corrigida por Reichard (em vermelho) para as condições de corte adotadas como referência. O comportamento da força específica de corte acorda com a literatura. Assim, à medida que a espessura de usinagem aumenta a força específica de corte diminui [4-6, 19, 26, 38, 47, 55].

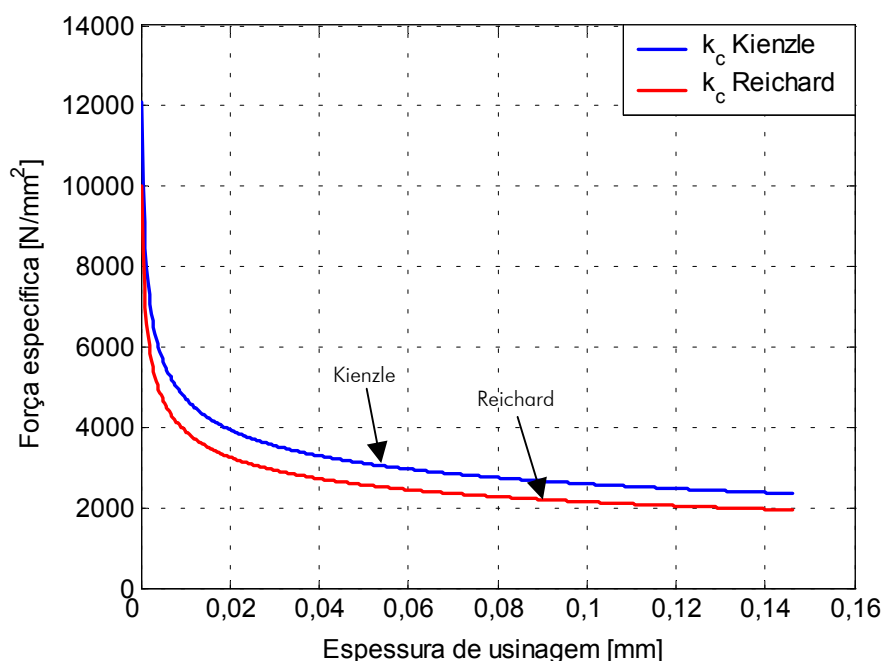


Figura 5.7 – Resultados obtidos para a simulação da força específica de corte (k_c) em função da variação da espessura de usinagem (h) para a condição de referência ($n_f = 100$ rpm; $n_v = 10$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm; $a_e = 2,2$ mm)

Na Figura 5.8 são mostradas as variações da força de corte de Kienzle (em azul) e a corrigida por Reichard (em vermelho) para as condições de corte adotadas como referência, em função do comprimento de contato desde o início do corte até o final da formação do cavaco para o fresamento externo concordante.

A Figura 5.9 mostra o resultado da simulação da força de corte corrigida por Reichard, em função do comprimento de contato para o corte concordante, na condição de referência (*) e nas condições de mínimo (¹) e de máximo (²), definidas na Tabela 5.4.

Verifica-se na Figura 5.9 que a força de corte, corrigida pelo modelo de Reichard, assume valores bem distintos para cada condição simulada. Para a condição de corte de referência, a força de corte máxima corresponde a aproximadamente 3600 N e para a condição de mínimo o valor fica em torno de 1900 N. Já para a condição de máximo, onde se tem uma maior espessura de

usinagem de aproximadamente 0,40 mm, a força de corte assume um valor de 5400 N.

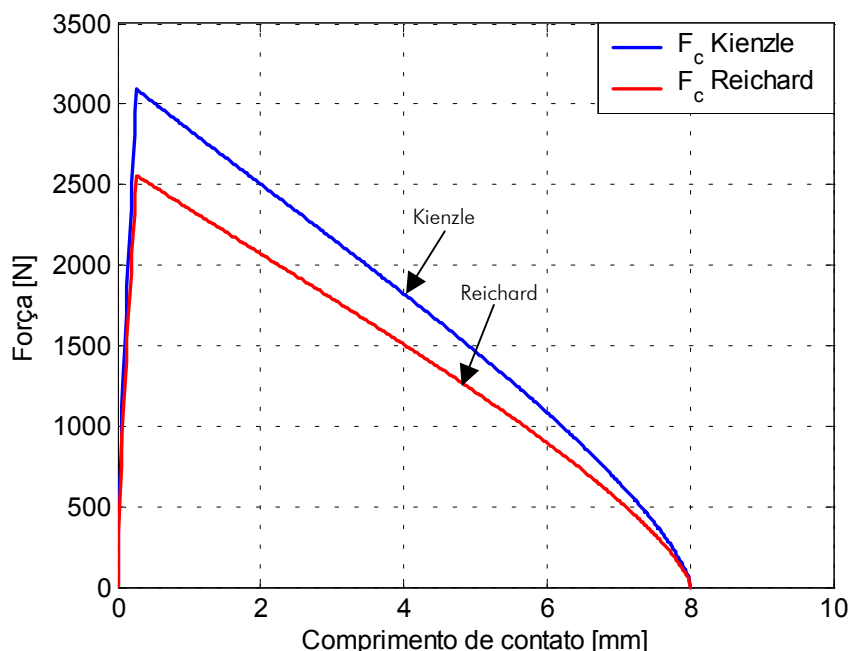


Figura 5.8 – Resultados obtidos para a simulação da força de corte (F_c) em função do comprimento de contato (l_c) para a condição de referência ($n_f = 100$ rpm; $n_v = 10$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm; $a_e = 2,2$ mm)

A força de corte, para as três condições mostradas na Figura 5.9, apresentou a mesma tendência verificada na simulação da variação da espessura de usinagem de acordo com a expectativa, visto que as forças estão relacionadas com a variação da espessura de usinagem [4-6, 19, 26, 34, 54, 55].

Como visto na simulação da espessura de usinagem, as condições de mínimo e de referência apresentaram uma menor espessura de usinagem, o que se reflete nos resultados simulados da força de corte para estas condições, que apresentaram valores bem menores e preferíveis ao processo de fresamento. Em suma, para uma análise mais detalhada para determinação de uma condição que leve a um menor desgaste da ferramenta, deve-se levar em conta os resultados tanto da simulação da variação da espessura de usinagem quanto da simulação das forças de usinagem.

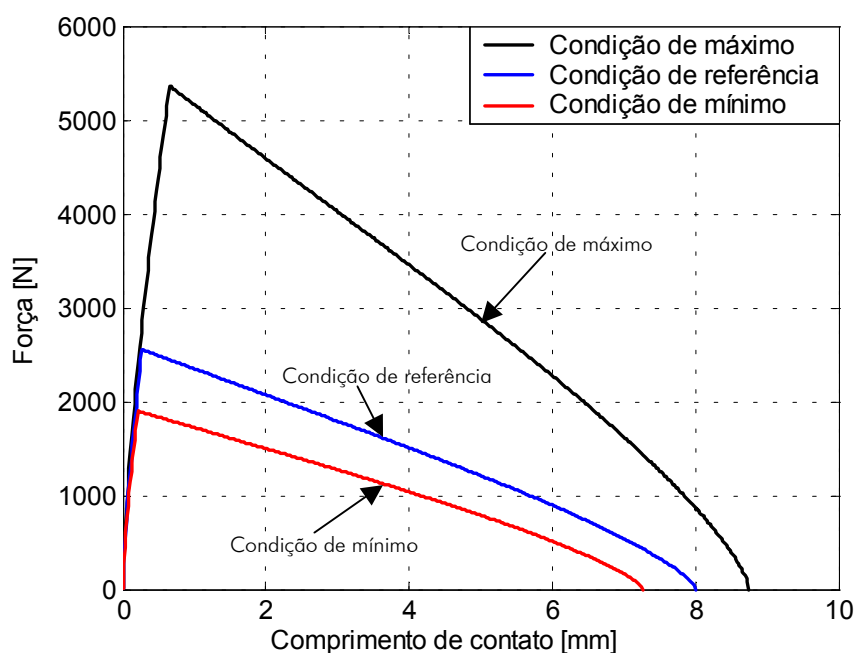


Figura 5.9 – Resultados obtidos para a simulação, no fresamento concordante, da força de corte corrigida por Reichard [26] para as condições de referência, máximo e mínimo ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)

A condição de máximo apresentou um valor de força de corte maior, se comparado com a condição de referência, seguindo a tendência verificada na espessura de usinagem. Este fato pode acarretar em esforços elevados na ferramenta e na peça, causando maiores deformações, vibrações, desgaste da ferramenta, entre outros. Sendo assim, pode-se, por meio da simulação, encontrar uma ou mais combinações de parâmetros que levem a uma condição melhorada para a espessura de usinagem e para os esforços.

Na Figura 5.10 e Figura 5.11 estão mostradas as variações da força de corte máxima em função do sobremetal e da rotação do virabrequim, respectivamente, para duas condições de montagem dos inserts no disco de fresar (ângulo de montagem de $6,55^\circ$ e $13,10^\circ$).

De maneira distinta à análise feita na simulação da espessura de usinagem, a condição de máximo não se apresenta como a melhor condição para o processo de fresamento dos munhões do virabrequim. Tal fato ocorre devido à presença

valores muito elevados para a força de corte, o que exige uma grande potência da máquina-ferramenta e pode causar danos à peça e à ferramenta de corte [4-6, 19, 26, 34, 54, 55].

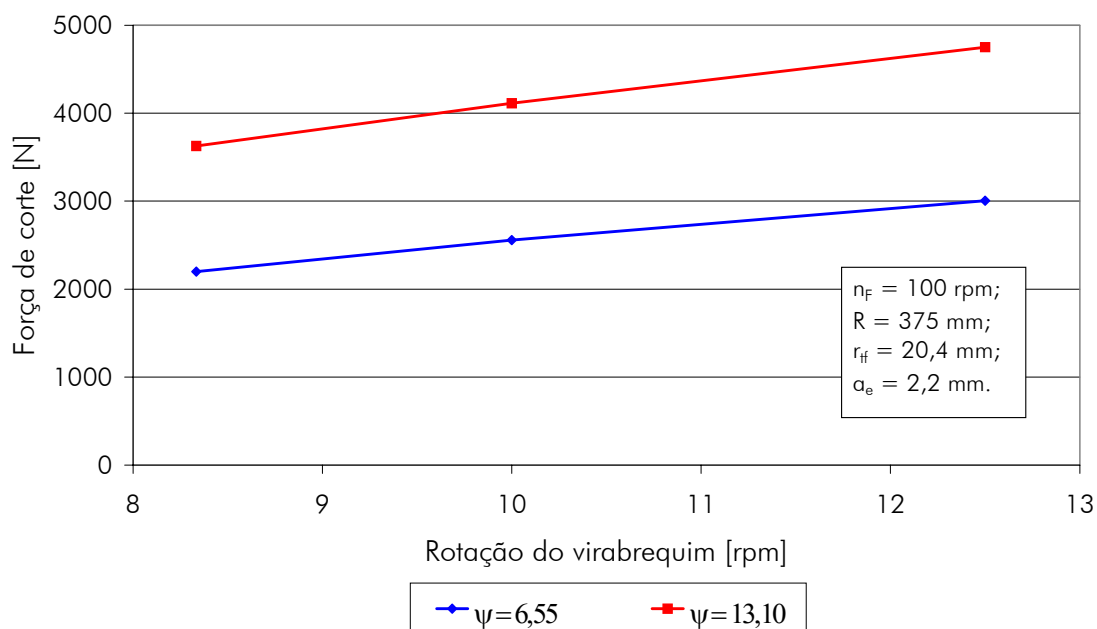


Figura 5.10 – Variação da maior força de corte em função da rotação do virabrequim e do ângulo de montagem dos inserts (ψ em graus)

De maneira similar aos resultados obtidos na simulação da espessura de usinagem, a força de corte obtida pela aplicação do modelo de Reichard [26], também apresentou um comportamento de crescimento quando da variação da rotação do virabrequim e do sobremetal, para as duas condições de montagem dos inserts.

É importante salientar que apesar de algumas combinações de parâmetros serem favoráveis, do ponto de vista do desgaste da ferramenta, em relação à força de corte, não o são quando se analisa em relação à espessura de usinagem, e vice-versa. Nos casos extremos simulados, por exemplo: no extremo inferior, enquanto se tem uma força de corte de 2200 N (Figura 5.10), a maior espessura de usinagem é de 0,12 mm (Figura 4.17), já no outro extremo para a maior espessura de

usinagem de 0,34 mm (Figura 4.17), a força de corte passa para 4750 N (Figura 5.10). Isso mostra que no extremo inferior, apesar da força de corte se apresentar favorável a espessura de usinagem se apresenta desfavorável devido ao valor baixo da maior espessura de usinagem; e para o extremo superior a maior espessura de usinagem se mostra favorável, mas a força de corte atinge um valor mais elevado.

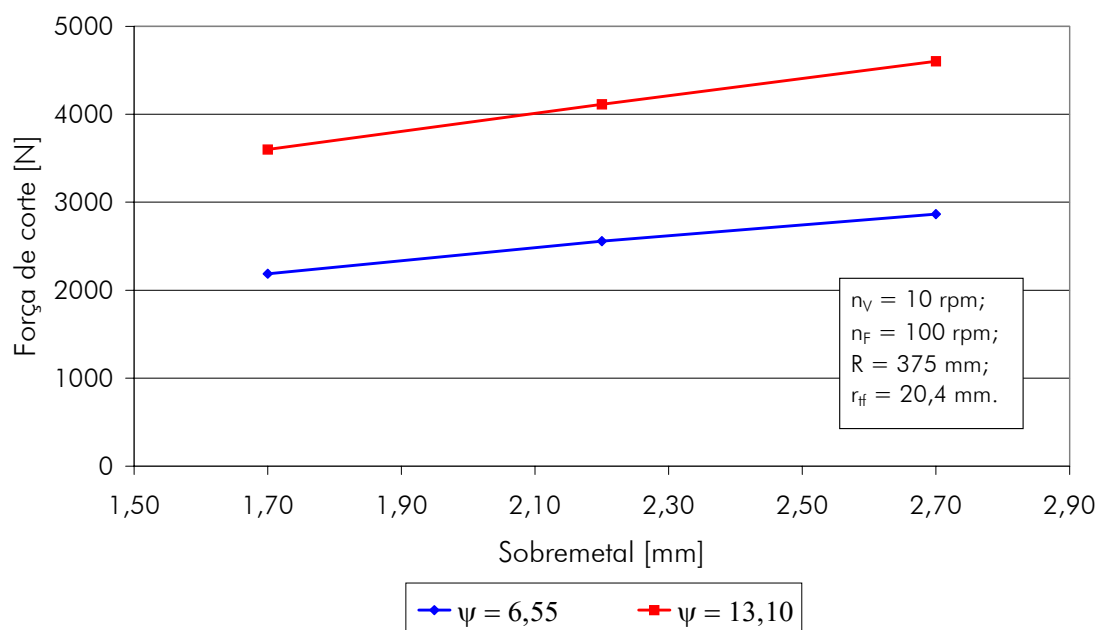


Figura 5.11 – Variação da maior força de corte em função do sobremetal e do ângulo de montagem dos inserts (ψ em graus)

A Figura 5.12 mostra o resultado da simulação da força da corte corrigida por Reichard em função do comprimento de contato para o corte discordante, para as condições de referência, mínimo e máximo.

A demais considerações feitas para o corte concordante com relação ao comportamento da força específica de corte e da força de corte segundo Kienzle e Reichard valem também para o corte discordante, pois apresentam a mesma tendência de comportamento, com valores teóricos bem próximos para os dois tipos de fresamento externo periférico.

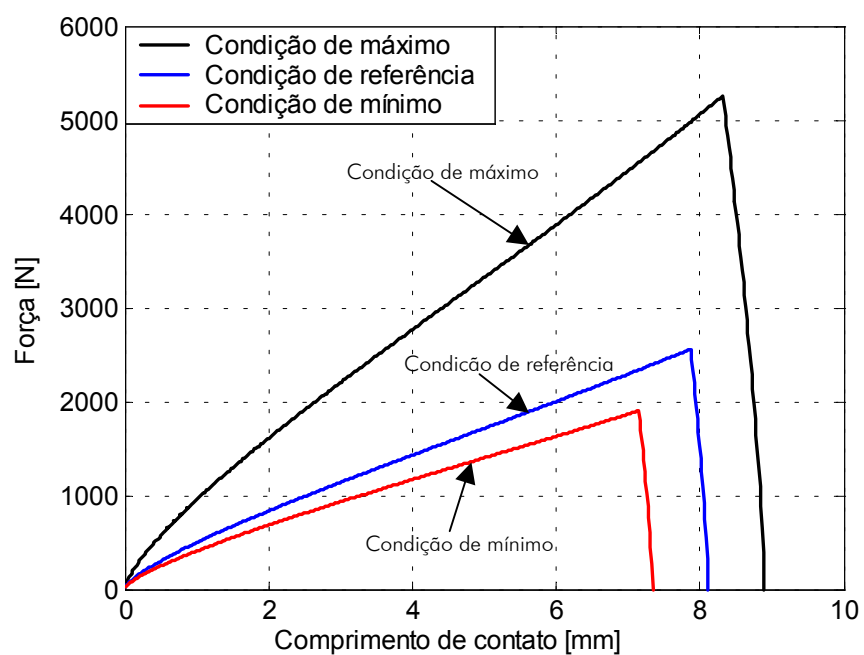


Figura 5.12 – Resultados obtidos para a simulação da força de corte corrigida por Reichard para as condições de referência, máximo e mínimo, no fresamento discordante ($n_f = 100$ rpm; $R = 375$ mm; $r_{ff} = 20,4$ mm)

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS

6.1 Conclusões

Neste trabalho, foi realizada a simulação do processo de fresamento externo através da implementação de um modelo da cinemática do processo numa ferramenta matemática computacional, que descreveu, da maneira prevista, a evolução da seção de usinagem.

A evolução da seção de usinagem foi descrita de maneira a possibilitar respostas para várias questões a respeito do sistema real. Já nesta primeira etapa, foi possível a determinação do modo de formação do cavaco teórico. A partir da simulação da variação de parâmetros como rotação do virabrequim, sobremetal e o ângulo de montagem dos insertos, pôde-se estimar as regiões de escorregamento puro e início de usinagem pela ultrapassagem da espessura mínima de usinagem $h_{cu,min}$.

Pode-se verificar que com o aumento da rotação há um aumento da maior espessura de usinagem e da porcentagem de material cortado para os dois ângulos de montagem dos insertos, possibilitando uma avaliação prévia da melhor condição de rotação a ser empregada no chão-de-fábrica. O mesmo pode ser verificado quando se analisa a variação da maior espessura de usinagem e a porcentagem de material cortado quando se tem uma variação no sobremetal do munhão, para os dois ângulos de montagem dos insertos. A partir desses resultados da simulação pode-se escolher uma ou mais condições otimizadas para o processo de fresamento dos munhões.

A partir dos resultados obtidos na simulação da cinemática do processo de fresamento externo é possível, numa etapa posterior, o emprego de modelos que permitam a análise de solicitações térmicas e mecânicas que atuam durante o processo de fresamento externo dos munhões, assim como uma análise de possíveis problemas relacionados a desgaste, vibrações, aumento nas forças e acabamento superficial.

Com este intuito, a implementação do modelo de força Kienzle modificado por Reichard, possibilitou a simulação dos esforços no processo de fresamento externo excêntrico dos munhões. A simulação do modelo de força teve como parâmetros de entrada a geometria da ferramenta, a variação da espessura de usinagem, que é variável de saída do modelo cinemático desenvolvido e implementado, e os parâmetros característicos do material determinados experimentalmente.

O modelo de força simulado apresentou resultados que condizem com a expectativa teórica e se aproximam da realidade, possibilitando desta maneira uma análise mais detalhada dos efeitos que a variação de alguns parâmetros pode acarretar durante o processo de fresamento dos munhões.

O comportamento da força específica de corte e da força de corte mostrou-se de acordo com o esperado para o processo de fresamento externo dos munhões, sendo que se pode observar a dependência da força específica de corte com a variação da espessura de usinagem. Verifica-se também que a força de corte segue o mesmo perfil do cavaco teórico formado durante o processo de corte, mostrando a dependência direta da força com a espessura de usinagem. Esse comportamento se refletiu na maior força de corte calculada para o modelo modificado por Reichard em função da variação da rotação do virabrequim e do sobremetal, para duas condições de montagem dos insertos no disco de fresa.

A partir destes dados, em conjunto com os resultados obtidos para a espessura de usinagem, pode-se fazer a escolha dos parâmetros de corte e da geometria da ferramenta que melhor se adequem ao processo, de maneira otimizada, possibilitando assim que, com a simulação se encontre a melhor condição em termos de se ter uma maior vida da ferramenta.

6.2 Sugestões para Novos Trabalhos

A modelagem do processo de fresamento externo, com a simulação da formação do cavaco e das forças que atuam no processo, também pode ser aplicado em outros processos, como o torno-brochamento.

Durante a execução do trabalho de modelagem e simulação do processo de fresamento externo surgiram alguns temas que podem dar seqüência ao trabalho aqui iniciado. Alguns deles estão citados a seguir:

- Aplicação do método de modelagem e simulação ao processo de torno-brochamento;
- Validação do modelo, por meio da medição das forças no fresamento, aplicação em chão-de-fábrica nas condições simuladas;
- Implementação de um modelo de distribuição de calor na região de corte
- Verificação prática da influência do raio de arredondamento do gume;
- Análise das vibrações presentes no processo de corte;
- Simulação das deformações do virabrequim devido às solicitações durante o corte empregando métodos como FEM;
- Comparação dos diversos modelos de correção da força específica de corte.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] TAYLOR, C. F. **Análise dos motores de combustão interna**. São Paulo: Edgard Blücher, 1995. v. 2, 531 p.
- [2] **O livro do automóvel**. Portugal: Reader's Digest, 1976. 379 p.
- [3] TILGHMAN, B. C. **Verfahren und Werkzeug zum Schneiden oder Bearbeiten von Metallen unter Anwendung eines elektrischen Stromes**. Kaiserliches Patentamt,.patente número 53224 de 1889.
- [4] KÖNIG, W., KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Böhren**. 4. ed. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1997. 471 p.
- [5] KÖNIG, W., KLOCKE, F. **Tecnologia da Usinagem com Ferramentas de Corte de Geometria Definida – parte 1**. Traduzido e adaptado por Rolf Bertrand Schroeter e Walter Lindolfo Weingaertner do livro "Fertigungsverfahren: Drehen, Bohren, Fräsen", 1997. 349 p.
- [6] STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 3. ed. Florianópolis: UFSC, 1993. 249 p.
- [7] VALLE, P. D.. **Avaliação da Influência da Minimização e Eliminação do Fluido de Corte no Processo de Fresamento de Topo Reto**. Florianópolis, 2001, 129 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.
- [8] TRENT, E. M., WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. United States of America: BH, 2000. 446 p.

- [9] GUTMANN, P. **Zerpankraftberechnung beim Wälzfräsen**. Aachen, 1988, 126 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 1988.
- [10] ZOREV, N. N. **Metal cutting mechanics**. Oxford: Pergamon Press, 1966.
- [11] DROZDA, T. J.; WICK, C. (Ed.) **Tool and manufacturing engineers handbook: machining**. 4. ed. Dearborn, Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 1983. v. 1.
- [12] KÖNIG, W., KLOCKE, F. **Tecnologia da usinagem com ferramentas de corte de geometria definida – parte 2**. Traduzido e adaptado por Rolf Bertrand Schroeter e Walter Lindolfo Weingaertner do livro “Fertigungsverfahren: Drehen, Bohren, Fräsen”, 1997. 203 p.
- [13] ANSCHÜLTZ, E., TIKAL, F. Drehräumen – ein fortschrittliches Fertigungsverfahren. **Werkstatt und Betrieb**, v. 119, n. 7, p. 563-566, 1986.
- [14] Turn-broaching gets a foothold in auto. **American Machinist**, v. 128, n. 12, p. 85-86, 1984.
- [15] REITER, N., MÜLLER, M., STALLWITZ, E. Technologie des Drehräumen. **Werkstatt und Betrieb**, v. 122, n. 3, p. 201-206, 1989.
- [16] BERKTOLD, A. **Drehräumen gehärteter Stahlwerkstoffe**. Aachen, 1992, 157 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 1992.
- [17] WHITESIDE, D. Pontiac turns to turn broaching. **American Machinist**, p. 60-63, 1988.

- [18] MÜLLER, M. Neue Werkzeuge zum Fräsen und Drehräumen optimieren die Fertigung. **Werkstatt und Betrieb**, v. 124, n. 7, p. 551-554, 1991.
- [19] SANDVIK. **Modern Metal Cutting**: a practical handbook. Sweden: Sandvik, 1994. 840 p.
- [20] AUGSTEN, G., SCHMID, K. Drehen – Drehräumen – ein neues Verfehren zum Fertigen von Kurbel- und Nockenwellen. **Werkstatt und Betrieb**, v. 123, n. 12, p. 915-920, 1990.
- [21] SANDVIK-COROMANT. **Tools for crankshaft and camshaft machining**: catálogo. Germany. Paginação irregular. (C-340:824 ENG).
- [22] BOEHRINGER. **Technologies for crankshaft machining**: catálogo. Germany. Paginação irregular. (Boe 407/e/07.2001).
- [23] CHILDS, T., MAEKAWA, K., OBIKAWA, T., YAMANE, Y. **Metal machining**: theory and applications. London: Arnold, 2000. 408 p.
- [24] MÜHLE, H. B. **Mandrilamento com cabeçotes de excentricidade regulável e sistema de balanceamento**. Florianópolis, 2000, 99 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 2000.
- [25] KOCH, K.-F.. **Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehens**. Aachen, 1996, 162 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 1996.
- [26] REICHARD, A. **Fertigungstechnik I**. Hamburg: Handwerk und Technik G.m.b.H, 2000. 422 p.
- [27] BARELLA, A. **ABC do Ferro Cinzento**. São Paulo: Nobel S.A., 1980.

- [28] CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. 5. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metais, 1982. 518 p.
- [29] American Society for Metals. **Metals handbook**: properties and selection: irons and steels, 9. ed. Ohio: Metals Park, 1978. v. 1, 793 p.
- [30] MILLS, B., REDFORD, A. H., **Machinability of engineering materials**. Essex: Applied Science Publishers, 1983. 123 p.
- [31] MACEDO, S. E. M. **Análise de forças no fresamento de topo convencional e com altas velocidades de corte**. Florianópolis, 2001, 109 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.
- [32] REINHART, MILBERG. **Grundlagen der Zerspanung**. Disponível em: <http://www.iwb.tum.de/studium/vhb/skript/wzm2/grundlag.pdf>. Acesso: 23/03/2002.
- [33] DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. São Paulo: MM, 1999. 242 p.
- [34] FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Blücher, 1969. 751 p.
- [35] SCHROETER, R. B. **Usinagem de ultraprecisão de elementos ópticos transmissivos no espectro infravermelho**. Florianópolis, 1997, 194 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 1997.

- [36] HERGET, T. **Simulation und Messung des zeitlichen Verlaufs von Zerspankraftkomponenten beim Hochgeschwindigkeitsfräsen**. Darmstadt, 1994, 148 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Technische Universität Darmstadt, 1994.
- [37] FREITAS Fº, P. J. **Introdução à modelagem e simulação de sistemas**. Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Informática e Estatística. 1-16 p. (apostila).
- [38] COLMANETTI, M. S. **Modelagem de sistemas de manufatura orientada pelo custeio das atividades e processos**. Florianópolis, 2001, 94 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.
- [39] PENG, V., VAN LUTTERVELT, C. A. Symbiosis of modeling and sensing to improve the accuracy of workpieces in small batch machining operations. **Advanced Manufacturing Technology**, n. 15, p. 699-710, 1999.
- [40] KWAKERNAAK, H., SIVAN, R. **Modern signals and systems**. New York: Prentice Hall, 1991. 791 p.
- [41] CAMPOS, D. D. V. **Simulação computacional na usinagem**. Florianópolis, 2002, 22 f. Monografia (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 2002.
- [42] LUTTERVELT, C. A., et al. Present situation and future trends in modelling of machining operations. **CIRP**, v. 47/2, 1998.
- [43] LUTTERVELT, C. A., PENG J. Simbiosis of modelling and sensing to improve the accuracy os workpieces in small batch machining operations.

International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 15, p. 699-710, 1999.

- [44] MACKERLE J. Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976-1996). *Journal of Material Processing Technology*, v. 86, p. 17-44, 1999.
- [45] TSAI H. H., Hocheng, H. On-line identification of thermally-induced convex deformation of the workpiece in surface grinding. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 121, p. 189-201, 2002.
- [46] CRICHIGNO FILHO, J. M. **Simulação numérica do processo de lapidação plana como ferramenta para otimização do processo**. Florianópolis, 1994, 136 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 1994.
- [47] BOOTHROYD, G. **Fundamentals of metals machining and machine tools**. 5. ed. New York: McGraw Hill, 1981. 350 p.
- [48] ALTINTAS, Y. **Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and cnc design**. Cambridge: Cambridge University Press, 2000. 256 p.
- [49] TLUSTY, G., **Manufacturing process and equipment**. U. S. A.: Prentice Hall, 2000. 928 p.
- [50] BRAMMERTZ, P. H. Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen. *Industrie-Anzeiger*, n. 2, p. 25-32, 1961.
- [51] SANDVIK-COROMANT. **Produtos para usinagem em metais: ferramentas rotativas**. São Paulo: Sandvik do Brasil, 2001. Paginação irregular.

- [52] SOUZA, A. J. **Aplicação de multisensores no prognóstico da vida da ferramenta de corte em usinagem**. Florianópolis, 2001, 62 f. Qualificação (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.

- [53] ISO 3685. **Tool-life testing with single-point turning tools**. 1977.

- [54] LIEBER, T. **Grundlagen der Zerspanungstechnik**. Disponível em: <http://www.vrz.net/polydo/down/wm/zerspanung.pdf>. Acesso: 23/03/2002.

- [55] EUROPA LEHRMITTEL. **Tabellenbuch Metall**. 41 ed. Haan-Gruiten: Europa-Lehrmittel, 1999. 383 p.

ANEXOS

Resultados da Simulação do Fresamento Externo Concordante

n_p	a_e	ψ	h_{\max}	Kienzle $F_{c \max}$	Reichard $F_{c \max}$	% acima de $h_{cu, \min}$
12,50	1,70	6,55	0,15	3081,60	2549,10	57
12,50	2,20	6,55	0,18	3632,40	3004,80	65
12,50	2,70	6,55	0,20	3951,90	3269,00	68
12,50	1,70	13,10	0,28	5050,90	4178,10	78
12,50	2,20	13,10	0,34	5743,30	4750,80	81
12,50	2,70	13,10	0,40	6485,30	5364,60	84
10,00	1,70	6,55	0,12	2645,00	2187,90	47
10,00	2,20	6,55	0,15	3091,10	2556,90	57
10,00	2,70	6,55	0,17	3463,30	2864,80	62
10,00	1,70	13,10	0,23	4350,90	3599,10	73
10,00	2,20	13,10	0,28	4972,50	4113,30	77
10,00	2,70	13,10	0,32	5564,40	4602,80	80
8,33	1,70	6,55	0,10	2297,10	1900,20	37
8,33	2,20	6,55	0,12	2658,20	2198,90	47
8,33	2,70	6,55	0,14	2944,70	2435,90	53
8,33	1,70	13,10	0,19	3789,00	3134,20	68
8,33	2,20	13,10	0,23	4386,10	3628,20	73
8,33	2,70	13,10	0,27	4860,90	4021,00	76

Resultados da Simulação do Fresamento Externo Discordante

n_p	a_e	ψ	h_{\max}	Kienzle	Reichard	% acima
				$F_{c \max}$	$F_{c \max}$	de $h_{cu, \min}$
12,50	1,70	6,55	0,15	3081,60	2549,10	55
12,50	2,20	6,55	0,17	3500,40	2895,50	61
12,50	2,70	6,55	0,20	3951,90	3269,00	66
12,50	1,70	13,10	0,28	4966,10	4108,00	76
12,50	2,20	13,10	0,34	5743,30	4750,80	80
12,50	2,70	13,10	0,39	6357,70	5259,10	82
10,00	1,70	6,55	0,12	2645,00	2187,90	45
10,00	2,20	6,55	0,15	3091,10	2556,90	54
10,00	2,70	6,55	0,17	3463,30	2864,80	59
10,00	1,70	13,10	0,23	4259,70	3523,60	71
10,00	2,20	13,10	0,27	4857,90	4018,40	75
10,00	2,70	13,10	0,31	5427,00	4489,20	78
8,33	1,70	6,55	0,10	2297,10	1900,20	35
8,33	2,20	6,55	0,12	2658,20	2198,90	45
8,33	2,70	6,55	0,14	2944,70	2435,90	50
8,33	1,70	13,10	0,19	3789,00	3134,20	66
8,33	2,20	13,10	0,23	4264,70	3527,70	70
8,33	2,70	13,10	0,27	4860,90	4021,00	74